

Universiteit Gent
Faculteit Toegepaste Wetenschappen

Vakgroep
Mechanische Constructie en Productie
Voorzitter: Prof. Dr. Ir. J. DEGRIECK

Implementatie van het *Rudder Loading* concept in de wiskundige modellering van
roerkrachten voor een manoeuvrerend schip.

door
Evert BEVERNAGE

Promotor: Prof. Dr. Ir. M. VANTORRE
Scriptiebegeleider: Ir. K. ELOOT

Scriptie ingediend tot het behalen van de academische graad van burgerlijk werktuigkundig
elektrotechnisch ingenieur

Academiejaar 2004-2005

De auteur geeft de toelating deze scriptie voor consultatie beschikbaar te stellen en delen van de scriptie te kopiëren voor persoonlijk gebruik. Elk ander gebruik valt onder de beperkingen van het auteursrecht, in het bijzonder met betrekking tot de verplichting de bron uitdrukkelijk te vermelden bij het aanhalen van resultaten uit deze scriptie.

31 augustus 2005

Mijn dank aan ir K. Eloot voor haar hulp bij deze thesis.

Mijn dank aan prof P. Truijens en aan prof M Vantorre voor het aanbieden van deze unieke richting.

Implementatie van het *Rudder Loading* concept in de wiskundige modellering van roerkrachten voor een manoeuvrerend schip.

door

Evert BEVERNAGE

Scriptie ingediend tot het behalen van de academische graad van burgerlijk werktuigkundig elektrotechnisch ingenieur.

Academiejaar 2004-2005

Promotor: Prof. Dr. Ir. M. VANTORRE

Scriptiebegeleider: Ir. K. ELOOT

Faculteit Toegepaste Wetenschappen

Universiteit Gent

Vakgroep

Mechanische Constructie en Productie

Voorzitter: Prof. Dr. Ir. J. DEGRIECK

Samenvatting

Het rudder loading concept, geïntroduceerd door M.S. Chislett is een nieuwe benadering voor de voorspelling van roerkrachten in de aanstroming van een schroef. Het doel van deze thesis is het concept verder uit te werken en te evalueren.

In de inleiding wordt het nut, het onderwerp en het doel van deze scriptie uiteengezet.

In hoofdstuk 2 wordt eerst de simulator beschreven, waarna de kern van deze simulator, namelijk de wiskundige modellering van de krachten op het schip, weergegeven wordt.

In hoofdstuk 3 wordt de basiswerking van een roer uitgelegd. Daarna wordt het gebruik van krachtcoëfficiënten voor de dimensieloze notatie van deze krachten weergegeven. Hierna volgen verschillende methodes die gebruikt worden om de roerkracht te voorspellen.

In hoofdstuk 4 wordt het model van Chislett besproken en een aantal problemen aangekaart.

Hoofdstuk 5 behandelt de modellen waarvan gebruik gemaakt is voor de proeven, de sleeptank waarin de proeven uitgevoerd werden en het type proeven waarvan de resultaten gebruikt worden. Verder wordt de voorbereiding van de meetgegevens beschreven, waarna de berekening van een eerste karakteristiek volgt.

In hoofdstuk 6 worden twee aanpassingen doorgevoerd. De “rudder loading angle” wordt hier geanalyseerd en geherdefiniëerd. Daarna wordt de het “rudder loading concept” verder aangepast met de introductie van de “rudder loading amplitude.”

De uiteindelijke berekening van de krachtscoëfficiënten wordt in hoofdstuk 7 uitgevoerd, waarna verschillende mogelijkheden vergeleken worden en de definitieve definitie van de “rudder loading amplitude” bepaald wordt.

Na het onderzoeken van de bruikbaarheid van het “rudder loading concept” in hoofdstuk 8 volgt het besluit in hoofdstuk 9.

Trefwoorden: Roer, schroef, stromingsprofiel, roerkracht, “rudder loading”.

Inhoudsopgave

1	Inleiding	1
2	Krachten op een schip	3
2.1	<i>Scheepssimulators</i>	3
2.1.1	Een beetje geschiedenis	3
2.1.2	Werking	4
2.2	<i>Bewegingsvergelijking in het vlak</i>	6
2.2.1	De vergelijkingen	6
2.2.2	De krachtcomponenten	7
2.3	<i>Koppeling tussen vrije vaart en schip-situatie</i>	9
3	Roerkrachtmodellen	11
3.1	<i>Werking van het roer</i>	11
3.2	<i>Verband tussen de verschillende notaties</i>	12
3.3	<i>Dimentieloos maken van de roerkrachten.</i>	14
3.4	<i>MMG-modellering van de roerkrachten</i>	15
3.5	<i>HSVA-modellering van de roerkrachten</i>	16
3.6	<i>Molland & Turnock</i>	18
3.6.1	Parametrische relaties	19
3.6.2	Zijdelingse kracht	19
3.6.3	Stall-hoek	20
3.6.4	Drag	21
3.6.5	Uitbreiding naar de 4 kwadranten	21
3.6.6	Advance angle	22
3.6.7	Aanpassing van het parametrisch model	22
3.6.8	Laatste aanpassingen aan de coëfficiënten	23
3.6.9	Gebruik van het “Enhanced Rudder Force Prediction” model	23
3.7	<i>Besluit</i>	24
4	De introductie van het “Rudder loading concept”	26
4.1	<i>Beperkingen van andere methodes</i>	26
4.2	<i>Definiëring van de rudder loading angle</i>	27
4.3	<i>Mogelijke verbeteringen</i>	29
5	Gebruik van de modellen en metingen	31
5.1	<i>De modellen</i>	31

5.2	<i>De metingen</i>	32
5.2.1	Model D	32
5.2.2	Model U	33
5.2.3	Karakteristieken	33
5.3	<i>Vorbereiding van de meetgegevens</i>	34
5.3.1	Eliminatie van de opstartafwijkingen	34
5.3.2	Eliminatie van hysteresis	35
5.4	<i>Berekening van de volgstroom aan het roer</i>	35
5.4.1	Model D	37
5.4.2	Model U	41
6	Aanpassingen aan het Rudderloading Concept	43
6.1	<i>Rudder Loading Angle</i>	43
6.1.1	Voorwaarden voor het opstellen van ξ	43
6.1.2	Het gebruik van het toerental.	43
6.1.3	Het gebruik van K_T	45
6.1.4	Het gebruik van u	47
6.1.5	Verband tussen de verschillende definities van ξ	48
6.1.6	De nieuwe definitie van ξ	50
6.2	<i>Dimensieloos maken van de roerkrachten</i>	51
6.2.1	Gebruik van de snelheid	51
6.2.2	Introductie van de “rudder loading amplitude”	52
6.2.3	Aanpassen van de “rudder loading amplitude”	54
6.2.4	u_ξ voor het volledige domein	55
7	Berekening van de krachtcoëfficiënt	62
7.1	<i>Berekeningsmethode</i>	62
7.1.1	De keuze van de brongegevens	62
7.1.2	Vorbereidende berekeningen	63
7.1.3	Nabewerking van de resultaten	66
7.1.4	Vergelijking van de resultaten	66
7.1.5	Controle met beperkte gegevens	67
7.2	<i>Controle met alle gegevens</i>	70
7.3	<i>Vergelijking van de verschillende combinaties.</i>	72
8	Bruikbaarheid van het “rudder loading concept”	74
8.1	<i>Nauwkeurigheid van het “rudder loading concept”</i>	74
8.2	<i>Modulariteit en het “rudder loading concept”</i>	75
8.2.1	De krachtcoëfficiënten van het roer	75
8.2.2	Verdere ontleding	76
9	Besluit	78
A	Broncodes FCN-functies	80
A.1	<i>Bepaling van w_r</i>	80

A.2	<i>Bepaling van $C_F(\xi)$</i>	84
B	Figuren	87
B.1	$C_{FN}(\xi)$ voor de verschillende combinaties	87
B.2	$C_{FT}(\xi)$ voor de definitieve combinatie	89
B.3	<i>Gemodelleerde versus gemeten waarden</i>	90
B.3.1	Combinatie 2	90
B.3.2	Combinatie 3	92
B.3.3	Combinatie 4	94
B.3.4	Tangentiele krachten voor combinatie 1	96
C	Tabellen	98

Lijst van de gebruikte afkortingen en symbolen

n	Propeller toerental.
u	Snelheid van het schip volgens de x-as van het schip.
v	Snelheid van het schip volgens de y-as van het schip.
β	Drifthoek.
δ	Roerhoek.
L	Lift.
d	Drag.
F_N	Normaalkracht op het roer.
F_T	Tangentiële kracht aan het roer.
F_x	Kracht op het roer volgens de x-as van het scheepsassenstelsel.
F_y	Kracht op het roer volgens de y-as van het scheepsassenstelsel.
C_L	Liftcoëfficiënt.
C_d	Dragcoëfficiënt.
C_{FN}	Normaalkrachtcoëfficiënt.
C_{FT}	Tangentiële krachtcoëfficiënt
T	Afhankelijk van de situatie: de stuwkracht van de schroef of de diepgang van het schip.
K_T	Stuwkrachtcoëfficiënt.
C_T	Thrustcoëfficiënt.
A_R	Roeroppervlak.
Λ	Aspectratio van het roer.
A_{RP}	Oppervlakte van het roer aangestroomd door de schroefstraal.
D_p	Diameter van de propeller.
J	Advance ratio.
ϵ	Intreehoek aan de propeller.
ξ	Rudder loading angle.
w	Volgstroomcoëfficiënt
w_r	Volgstroomcoëfficiënt aan het roer
w_p	Volgstroomcoëfficiënt aan de propeller.
u_r	Snelheid van het water aan het roer.
u_p	Snelheid van het water aan de propeller.
u_A	Snelheid van het water dat de schroef binnengaat = u_p .
u_{rp}	Snelheid van het water aan het roer in de schroefstraal.
u_∞	Toegevoegde snelheid in de schroefstraal op afstand ∞ . Wordt ook gebruikt onder de halve vorm $\frac{1}{2}u_\infty$ als de het snelheidsverschil opgewekt door de schroef.
u_ξ	Rudder loading amplitude.
β_r	Lokale drifthoek aan het roer
δ'_0	Roerhoek zonder normaalkracht opwekking.

Tabel 1: Lijst van de gebruikte symbolen

DOF	<i>Degrees Of Freedom</i> , vrijheidsgraden
WLH	Waterboukundig Laboratorium en Hydrologisch Onderzoek
MMG	Japanse werkgroep binnen het JTTC

Tabel 2: Lijst van de gebruikte afkortingen.

Hoofdstuk 1

Inleiding

De invloed van het roer op het manoeuvreergedrag van een schip wordt in belangrijke mate bepaald door het aanstromingsprofiel over het roer opgewekt door de schroef en de beweging van het schip. Tijdens het varen van de route van het schip zijn deze parameters relatief constant. Om veilig binnen te varen en aan te leggen in een haven is echter een grote reeks manoeuvres noodzakelijk. Hierbij wordt de snelheid van het schip en het toerental van de schroef sterk gevarieerd. Het stromingsprofiel rond het roer wordt hierbij dan ook sterk beïnvloed.

Voor de berekening van de snelheid aan de schroef worden door verschillende werkgroepen verschillende methodes gehanteerd. Deze methodes gebruiken telkens een formulering die de gemiddelde aanstroming over het roer berekent. Hierbij wordt een weging genomen tussen de aanstroomsnelheid aan het roer teweeggebracht door de beweging van het schip en de aanstroomsnelheid aan het roer in de schroefstraal, waar de snelheid van het water bepaald wordt door het voortstuwingsvermogen.

Het “*rudder loading concept*” geïntroduceerd door M.S. Chislett behelst een andere denkwijze ten opzichte van de modellering met gemiddelde snelheid. Bij deze methode wordt in plaats van een gemiddelde snelheid te berekenen, de roerkracht gemodelleerd afhankelijk van de combinatie van scheepssnelheid en schroeftoerental. De redenering hierbij is dat voor een constante verhouding van deze scheepssnelheid en schroeftoerental het aanstromingsprofiel aan het roer gelijk is. Dit verband wordt dan benut om de kracht in een bepaalde combinatie van scheepssnelheid en schroeftoerental te berekenen.

Deze scriptie heeft tot doel de methode van M.S. Chislett te evalueren voor het gebruik in de wiskundige modellering van de scheepssimulator van het Waterbouwkundig Laboratorium en Hydrologisch Onderzoek (WLH). Deze scheepssimulator wordt o.a.

gebruikt voor onderzoek naar de toegankelijkheid en de optimalisatie hiervan voor bestaande en toekomstige haveninfrastructuur.

Na een evaluatie van het “rudder loading concept” zoals het geïntroduceerd is door M.S. Chislett, worden een aantal aanpassingen voorgesteld en doorgevoerd. De hierbij bekomen modellering wordt dan verder getest op nauwkeurigheid, waarna de bruikbaarheid van deze modellering besproken wordt.

Voor dit onderzoek wordt gebruik gemaakt van meetgegevens vergaard met gedwongen modelproeven in de Sleeptank voor Manoeuvres in Ondiep Water (Antwerpen, Samenwerking WLH en Ugent) en de open water karakteristieken van de modellen, hun schroeven en hun roeren.

Hoofdstuk 2

Krachten op een schip

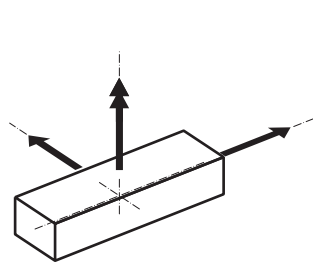
2.1 Scheepssimulators

2.1.1 Een beetje geschiedenis

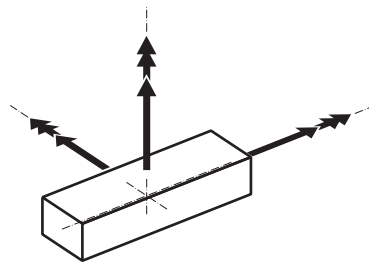
Sinds de jaren 60 van de vorige eeuw werden pogingen ondernomen om het gedrag van schepen te voorspellen met behulp van computers. Doel van die eerste simulaties was het koersgedrag van die schepen te bestuderen en te voorspellen. Op die manier werd het ontwerp van nieuwe schepen efficiënter. De eerste simulators hadden slechts 3 vrijheidsgraden (3DOF – *3 degrees of freedom*) [figuur 2.1], zijnde deze in het horizontale vlak (voortbeweging langs de lokale x-as, voortbeweging langs de lokale y-as en draaiing rond de lokale z-as). Door de toen beperkte computerkracht was het niet mogelijk simulaties in *real-time* uit te voeren, en was men genoodzaakt alle karakteristieke stap voor stap te bepalen.

Naarmate de processorkracht groter werd kon men geleidelijk aan overgaan tot de volle 6DOF, namelijk de bewegingen volgens en rond de lokale x-, y- en z-assen [figuur 2.2]. De mogelijkheid ontstond om ook real-time te werken. De Simulator kon nu niet alleen gebruikt worden als hulpmiddel om het gedrag van schepen te bestuderen, maar ook als opleidingsmiddel voor het besturen van het schip.

De eerste simulatoren maakten gebruik van empirische formules, hard gecodeerd in het programma. Hoewel er relatief goede resultaten geproduceerd werden is dit niet zo'n gunstige situatie. De hard-gecodeerde formules geven slechts een behoorlijk resultaat voor een relatief klein aantal scheepstypes. Verbetering van de *output* is verre van eenvoudig; het programma moet steeds aangepast of zelfs herschreven worden als een verandering van de scheepsparameters nodig is. De resultaten zelf zijn immers niet gebaseerd op fysische betrekkingen, maar op ontwikkeling van *taylor*-polynomen vol-



Figuur 2.1: De bewegingsvrijheden in een $3DOF$ -systeem.



Figuur 2.2: De bewegingsvrijheden in een $6DOF$ -systeem.

gens de gemeten waarden. Hierdoor is het niet altijd duidelijk wat de oorzaak is van afwijkingen tussen simulatie en realiteit.

2.1.2 Werking

Tegenwoordig bestaat een simulator uit 3 delen, elk met hun onderdelen:

1. De interface
2. Het eigenlijke simulatie-programma
3. Omgevings- en scheepsgegevens

De interface

De interface is het deel van het programma dat de gebruiker ziet. Het laat toe het scheepstype in te stellen dat gesimuleerd wordt, alsook de omgeving. Verder gaat alle interactie tussen gebruiker en simulator via de interface. In veel gevallen is een stuurkajuit nagebouwd met de normale instrumenten die zich op een brug bevinden. Rondom de stuurkajuit is op enige afstand een projectiescherm geplaatst, waardoor de illusie ontstaat dat de gebruiker zich werkelijk in die situatie bevindt. Hoewel het onmiddellijk duidelijk is dat het beeld niet heel realistisch is, mag wel gesteld worden dat het beeld voldoende realistisch is om de gebruiker *onder te dompelen* in de situatie. De meetinstrumenten op de brug zoals bijvoorbeeld radar en motorgegevens, die in de werkelijke situatie gegevens van schip en omgeving weergeven doen nu hetzelfde, al zijn de gegevens die ze weergeven gegenereerd door het simulatie-programma.

Het simulatie-programma

Het uiteindelijke doel van het programma is de beweging van het schip te simuleren. Door alle krachten te sommeren die inwerken op het schip, rekening houdend met hun aangrijpingspunt, en de fysieke kenmerken van het schip kan men de versnellingen waaraan het schip onderworpen wordt en zo ook de snelheid en de plaats van het schip bepalen.

De simulator gebruikt een aantal algemene variabelen, zoals snelheid, motor-vermogen, roerhoek, scheepsafmetingen enz. . . Deze variabelen worden bepaald door de simulatie software (in het voorbeeld: snelheid), door de gebruiker (roerhoek, motor-vermogen) of door de scheepsgegevens (scheepsafmetingen).

Elke krachtcomponent wordt gegenereerd door een aparte module. Deze module zal een aantal van de omgevingsfactoren vereisen om een resultaat te kunnen leveren. De modules kunnen in het algemeen vrij gekozen worden uit een reeks naargelang de situatie en worden bepaald door de operator, of door de simulator zelf. De operator kan bijvoorbeeld voor een schip dat een boegschroef heeft beslissen welke modellering er gebruikt wordt.

De simulator kan zelf ook keuzes maken aan de hand van zijn omgevingsvariabelen. Als de snelheid hoog genoeg is kan een module gebruikt worden die goed de roerwerking op volle zee simuleert aan hoge snelheid, is de snelheid echter laag, of zelfs negatief, dan wordt gebruik gemaakt van een module die vier-kwadrantswerking ondersteunt en behoorlijke resultaten geeft voor de krachtwerking van het roer aan die lage snelheid. Nodeloos te vermelden natuurlijk dat deze keuzes niet door de simulatiesoftware zelf moeten gemaakt worden, zo kan een module reeds zelf de keuze maken en een resultaat teruggeven.

Omgevings- en scheepsgegevens

De omgevingsgegevens worden bepaald door modules die afhankelijk zijn van de invoerparameters. Zo worden bijvoorbeeld wind en golven gegenereerd. De golven worden afhankelijk van gegevens zoals het spectrum gegenereerd, waarna de responsie van de romp van het schip in een van de modules berekend wordt. De gegenereerde wind en zijn invloed op de giersnelheid zit ook vervat in een module. De invloed van het weer in het algemeen wordt door middel van modules voor iedere factor zoals [mist ↔

zichtbaarheid] of [ijsvorming \leftrightarrow stabiliteit] verrekend.

Manoevreereigenschappen kunnen voor een schip specifiek bepaald zijn met behulp van sleeptankproeven, of uit algemene gegevens, al dan niet specifiek voor dat scheepstype bepaald worden. Hoewel vroeger veeleer gebruik gemaakt werd van taylorpolynomen om karakteristieken van een schip te bepalen wordt nu steeds meer gebruik gemaakt van opzoektabellen. Deze tabellen, meestal een- of tweedimensionaal geven voor de uitgangswaarden een (geïnterpoleerd) resultaat waarvan de nauwkeurigheid bepaald wordt door de hoeveelheid meetgegevens. Interpolatie wordt gedaan tussen aanliggende meetpunten.

Bij het fitten van een polynoom op een reeks meetgegevens wordt de nauwkeurigheid onder andere beperkt door de graad van de polynoom. Het is immers over het algemeen niet mogelijk om een reeks punten te schrijven in een polynoom met een graad lager dan het aantal af te beelden punten. Deze fout wordt geëlimineerd door het gebruik van tabellen. De enige onnauwkeurigheid bij het gebruik van tabellen situeert zich in de benadering tussen meetpunten, deze benadering kan verbeterd worden door het aantal meetpunten te verhogen.

2.2 Bewegingsvergelijking in het vlak

2.2.1 De vergelijkingen

In [?]¹ wordt de bewegingsvergelijking van een schip rond het zwaartepunt in het horizontaal vlak gegeven:

$$\begin{cases} m(\dot{u}_G - v_G r_G) = X_G \\ m(\dot{v}_G + u_G r_G) = Y_G \\ I_{zz} \dot{r}_G = N_G \end{cases} \quad (2.1)$$

Waarbij m de massa van het schip is, I_{zz} het traagheidsmoment van het schip rond het zwaartepunt. Verder zijn u , v en \dot{u} , \dot{v} respectievelijk de snelheden en de versnellingen

1. De auteurs van dat artikel gebruiken de JTTC-notatie, die als enige verschil met de ITTC-notatie het teken van de roerhoek δ_r heeft. Bij de ITTC-notatie is δ_r positief bij roeractie naar bakboord, in de japanse (JTTC) notatie is deze δ_r positief naar stuurboord. Behalve een tekenslag heeft dit verschil geen invloed op de voorspelling van de krachten.

volgens de x -as en de y -as van het schip en zijn X_G , Y_G en N_G respectievelijk de krachten volgens dezelfde x -as en y -as en het moment rond de z -as.

Aangezien de hydrodynamische krachten die inwerken op de romp van het schip meestal geschreven worden in het coördinatenstelsel van het schip met de oorsprong midscheeps, wordt vergelijking 2.1 herschreven in dit coördinatenstelsel:

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr - x_G r^2) = X = X_G \\ m(\dot{v} + ur + x_G \dot{r}) = Y = Y_G \\ (I_{zz} + mx_G^2)\dot{r} + mx_G(\dot{v} + ur) = N = N_G + Y_G x_G \end{cases} \quad (2.2)$$

Hierbij is $u = u_G$, $v = v_G - x_G r_G$ en $r = r_G$ met x_G de x -coördinaat van het zwaartepunt van het schip in het nieuwe assenstelsel.

2.2.2 De krachtcomponenten

De krachten en momenten worden als volgt omgezet naar hun dimensieloze vorm:

$$X' = \frac{X}{\frac{1}{2}\rho L^2 U^2} \quad (2.3)$$

$$Y' = \frac{Y}{\frac{1}{2}\rho L^2 U^2} \quad (2.4)$$

$$N' = \frac{N}{\frac{1}{2}\rho L^3 U^2} \quad (2.5)$$

Waarbij de dimensieloze krachten en het dimensielooze moment telkens samengesteld kunnen worden als volgt:

$$X' = X'_u \dot{u}' + (X'_{vr} - Y'_v) v' r' + X'_{vv} v'^2 + X'_{rr} r'^2 + X'(u) + (1-t) T' \frac{u_p}{nD} + X'_{RO} - F'_N \sin(\delta) \quad (2.6)$$

$$Y' = Y'_v \dot{v}' + Y'_r \dot{r}' + Y'_v v' + (Y'_r + X'_u) r' + \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} (v' + x' r') |v' + x' r'| C_D(x') dx' - (1 + a_H) F'_N \cos(\delta) \quad (2.7)$$

$$N' = N'_v \dot{v}' + N'_r \dot{r}' + N'_v v' + N'_r r' + \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} (v' + x' r') |v' + x' r'| x' C_D(x') dx' - (x'_R + a_H x'_H) F'_N \cos(\delta) \quad (2.8)$$

De eerste lijn bestaat hier telkens uit de termen die de krachten (of momenten) op de romp weergeven. De tweede lijn geeft telkens het effect van de roerkracht (-moment) en voor de X' -kracht is er nog een bijkomende term die de stuwkracht weergeeft. Voor de exacte betekenis van elke term wordt verwezen naar [?] en [?].

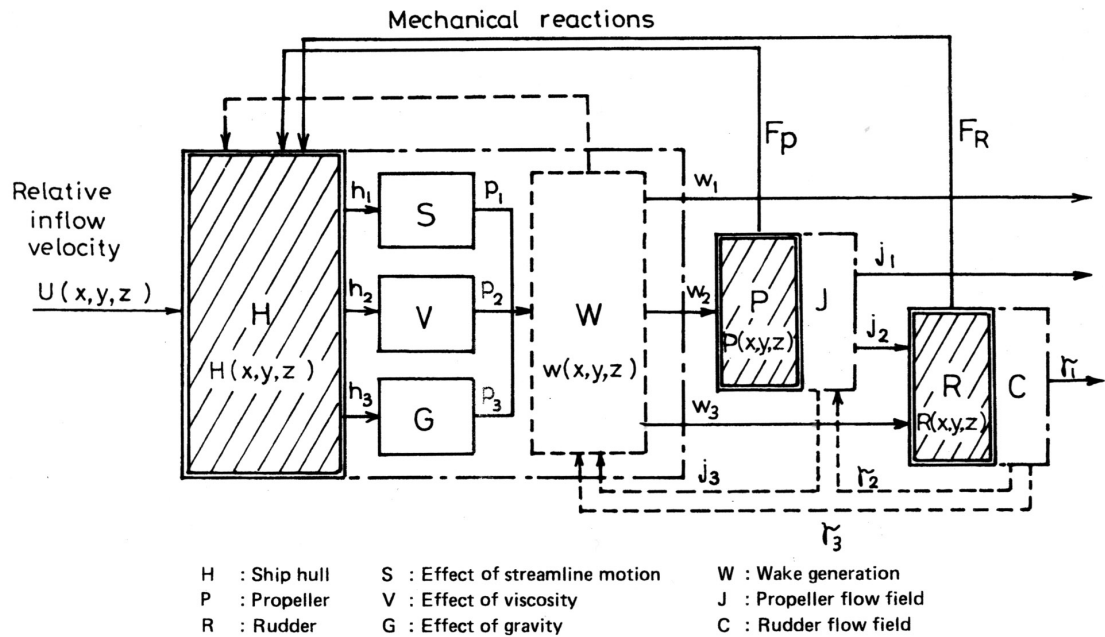
Als een roer niet in de neutrale stand staat, dan is het stromingsprofiel over het volledige achterschip assymetrisch. Dit heeft tot gevolg dat de zijwaartse kracht en het moment om de z -as ten gevolge van roer geven groter is dan de kracht en het moment die het roer zelf opwekt. Voor de kracht wordt het verband in betrekking 2.7 weergegeven in de term:

$$- (1 + a_H) F'_N \cos(\delta_r) \quad (2.9)$$

en voor het moment in betrekking 2.8:

$$- (x'_R + a_H x'_H) F'_N \cos(\delta_r) \quad (2.10)$$

De koppelingscoëfficiënt a_H geeft hier het verband tussen de op het roer opgewekte kracht en de totale kracht en moment als gevolg van roer geven. In het verder verloop van deze tekst zal de door het roer opgewekte kracht behandeld worden, voor de koppeling met behulp van a_H wordt verwezen naar de literatuur.



Figuur 2.3: Blok diagram van stroom effecten.[?]

2.3 Koppeling tussen vrije vaart en schip-situatie

A. Ogawa en H. Kasai[?] splitsten de berekening van de krachten die inwerken op een schip op in verschillende delen. Elk krachtopwekkend orgaan aan het achterschip werd in een afzonderlijke module geplaatst.² Doel hierbij was dat voor elke afzonderlijke module karakteristieken bepaald werden, bij vrije vaart, deze karakteristieken worden ook *open water karakteristieken* genoemd. De redenering achter deze keuze is dat elke module dan gemakkelijk verwisselbaar wordt. Ook zijn, in tegenstelling tot bij volledige modelschepen, vrijevaart karakteristieken van een afzonderlijke krachtopwekkende eenheid, relatief gemakkelijk te onderzoeken. Zo is de kracht die een roer opwekt aan het achterschip afhankelijk van veel verschillende factoren, terwijl voor datzelfde roer de open water karakteristiek de roerkracht in functie van de aanstroomsnelheid en de roerhoek bepaalt.

Uiteraard is het zo dat de aanwezigheid van andere modules het gedrag beïnvloedt. Hier wordt rekening mee gehouden door fysisch verantwoorde koppelingen te maken tussen de verschillende modules. Deze koppelingen wijzigen de parameters zodanig dat het voor de module zelf net is alsof deze in vrije vaart is, zij het met de lokale parameters als input.

2. In dit geval zijn de krachtopwekkende organen de propeller en het roer. De redenering beperkt zich echter niet tot deze 2 organen. Dezelfde redenering kan toegepast worden op meerdere schroeven en roeren, draaibaar opgestelde propellers enz. ...

In figuur 2.3 wordt hier een voorbeeld van gegeven. De scheepsromp beweegt met een bepaalde snelheid voort. Hierdoor ontstaat een volgstroom bestaande uit een potentiaalvolgstroom door S, een weerstandsvolgstroom door V en een golfvolgstroom door G. Deze volgstroom hangt af van de locatie, zo krijgen roer en propeller een andere volgstroom toegestuurd. De propeller krijgt op zijn beurt een snelheid als input die overeenkomt met de lokale snelheid u_r , de propeller gebruikt nu zijn open water karakteristiek om de stuwkracht te bepalen. Deze kracht wordt teruggekoppeld naar de scheepsromp, die deze verwerkt in zijn beweging. Verder stroomt de propeller een deel van het roer aan j_2 en is er een terugkoppeling naar de volgstroommodule, daar de propeller de volgstroom in zijn omgeving beïnvloedt. Het roer krijgt de volgstroom van het schip en de aanstroming van de propeller als input waarbij dan een kracht berekend wordt die teruggekoppeld wordt naar de rompmodule.

Door het wiskundig model op te splitsen in verschillende afzonderlijke eenheden en de koppeling tussen deze eenheden fysisch verantwoord uit te voeren, kan dit wiskundig model gemakkelijker aangepast worden naar andere situaties. Het gebruik van deze methode is dus te verkiezen boven de empirische benadering voor de uitbouw van een wiskundig model.

Hoofdstuk 3

Roerkrachtmodellen

3.1 Werking van het roer

De werking van een roer berust op het *bernoulli*-effect. Een roer in continue aanstroming dat onder een hoek staat dwingt de stromingsrichting van het water te veranderen. Hierbij is het stromingspatroon aan de ene zijde van het roer niet meer gelijk aan het stromingspatroon aan de andere zijde. Het verschil aan snelheid aan de beide zijden van het roer resulteren in een drukverschil over het roer volgens de wet van bernoulli:

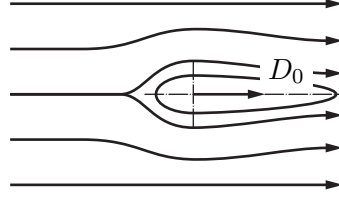
$$p_1 + \frac{1}{2}\rho v_1^2 + \rho gh_1 = p_2 + \frac{1}{2}\rho v_2^2 + \rho gh_2 \quad (3.1)$$

$$\Delta p = \frac{1}{2}\rho \Delta v^2 \quad (3.2)$$

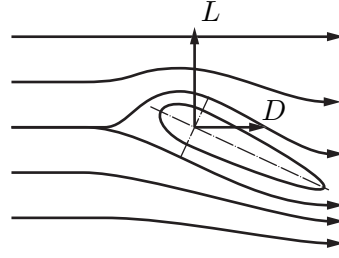
De opgewekte kracht bestaat uit twee componenten, de een loodrecht op de stromingsrichting, de *Lift* L , de ander evenwijdig met de stromingsrichting, de *Drag* D . De grootte van deze opgewekte krachten zijn afhankelijk van de roerhoek δ .

Is de roerhoek nul, dan zal het stromingsprofiel symmetrisch zijn, er wordt dan ook geen lift opgewekt. Er wordt wel een drag opgewekt, de stroming moet immers nog steeds uitwijken. Deze kracht bij roerhoek $\delta = 0$ wordt D_0 genoteerd. Dit is te zien in figuur 3.1.

Voor andere hoeken zal de lift en de drag ontstaan door het asymmetrische aanstromingsprofiel en het bijbehorende drukverschil, zoals in figuur 3.2. De grootte van L en D zijn dan ook afhankelijk van deze hoek. De voorstelling van de lift en de drag is dan



Figuur 3.1: Een roer in symmetrische aanstroming, enkel Drag D_0 wordt opgewekt.



Figuur 3.2: Een roer in asymmetrische aanstroming, zowel Lift L als Drag D worden opgewekt.

als volgt:

$$L = L_\delta(\delta) \quad (3.3)$$

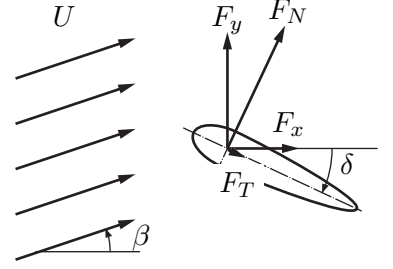
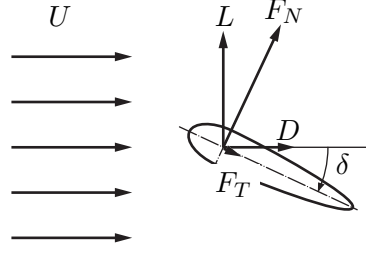
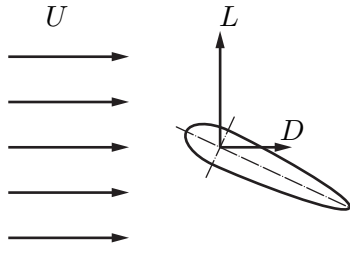
$$D = D_0 + D_\delta(\delta) \quad (3.4)$$

De functies $L_\delta(\delta)$ en $D_\delta(\delta)$ kunnen met behulp van numerieke programma's berekend worden of bepaald worden in een sleeptank of stromingstunnel. Het resultaat hiervan is een tabel waar $L_\delta(\delta)$ en $D_\delta(\delta)$ staan voor verschillende waarden van δ .

3.2 Verband tussen de verschillende notaties

Aangezien de richting waarin lift en de drag werken bepaald wordt door de stroomrichting en deze laatste niet vast ten opzichte van het schip, kan de notatie van de roerkrachten beter gebeuren in een roervast of scheepsvast assenstelsel. Dit wordt weergegeven in figuur 3.3 t.e.m. 3.5.

In figuur 3.3 wordt de lift en de drag weergegeven. In figuur 3.4 worden dezelfde lift en drag weergegeven waarbij ook de normaalkracht op het roer F_N en de tangentieelkracht op het roer F_T weergegeven worden. Tussen L , D , F_N en F_T gelden volgende verbanden:



Figuur 3.3: De Lift en Drag opgewekt door een roer in een aanstroming volgens de x-as.

Figuur 3.4: De Normaal- en Tangentiaalkracht opgewekt door het roer in een aanstroming volgens de x-as.

Figuur 3.5: De kracht volgens de x-as en de y-as bij aanstroming uit een willekeurige richting met een willekeurige roerhoek.

$$\begin{cases} F_N = \cos(\delta)L + \sin(\delta)D \\ F_T = \cos(\delta)D - \sin(\delta)L \end{cases} \quad (3.5)$$

of

$$\begin{cases} D = \cos(\delta)F_T + \sin(\delta)F_N \\ L = \cos(\delta)F_N - \sin(\delta)F_T \end{cases} \quad (3.6)$$

In figuur 3.5 is voor de eenvoud de lift niet meer aangeduid het verband blijft wel gelden, hoewel rekening moet gehouden worden met de hoek die de stroming heeft t.o.v. het lokale assenstelsel.

$$\begin{cases} F_N = \cos(\delta + \beta)L + \sin(\delta + \beta)D \\ F_T = \cos(\delta + \beta)D - \sin(\delta + \beta)L \end{cases} \quad (3.7)$$

De hierbij horende krachten in de richting van de lokale x- en y-as zijn dan¹:

$$\begin{cases} F_x = \cos(\delta)F_T + \sin(\delta)F_N \\ F_y = \cos(\delta)F_N - \sin(\delta)F_T \end{cases} \quad (3.8)$$

1. In de laatste figuur is de werking van de kracht F_x getoond. De kracht F_x is hier negatief

$$\Leftrightarrow \begin{cases} F_x = -\cos(\delta)(\cos(\delta + \beta)D - \sin(\delta + \beta)L) \\ \quad \quad \quad - \sin(\delta)(\cos(\delta + \beta)L + \sin(\delta + \beta)D) \\ F_y = \cos(\delta)(\cos(\delta + \beta)L + \sin(\delta + \beta)D) \\ \quad \quad \quad - \sin(\delta)(\cos(\delta + \beta)D - \sin(\delta + \beta)L) \end{cases} \quad (3.9)$$

$$\Leftrightarrow \begin{cases} F_x = \sin(\beta)L - \cos(\beta)D \\ F_y = \cos(\beta)L + \sin(\beta)D \end{cases} \quad (3.10)$$

3.3 Dimensieloos maken van de roerkrachten.

Zoals sectie 3.1 vermeldt, is Lift over een profiel een kracht opgewekt door een drukverschil² tussen twee zijden van het profiel. Krachten opgewekt door lift worden dus dimensieloos gemaakt met behulp van *Eulergelijkvormigheid*:

$$Eu = \frac{p}{\frac{1}{2}\rho v^2} = \frac{pA}{\frac{1}{2}\rho Av^2} \quad (3.11)$$

Waarbij voor een bepaald roer deze *Eu*-coëfficiënt constant is voor een hoek tussen aanstroming van het roer en het roer. Het is dus de gewoonte om deze dimensieloze vorm van de kracht op het roer te gebruiken. Een verandering van snelheid heeft een verandering van kracht tot gevolg, maar de *Eu*-coëfficiënt blijft constant. Bovendien is het voor de krachten op het roer zo dat deze coëfficiënten identiek zijn voor ware grootte en schaalmodel.

De normale notatie voor deze coëfficiënt is de letter *C* met als subscript de kracht die dimensieloos gemaakt is, een voorbeeld wordt gegeven in vergelijking 3.3. Voor *A* wordt, zoals de gewoonte is bij het dimensieloos maken van roerkrachten, gebruik gemaakt van de roeroppervlakte A_R . De snelheid is heel belangrijk hier en kan, zoals in sectie 4.2 vermeld, leiden tot problemen.

2. “Daar de atmosferische druk bij modelproeven dezelfde is als in het geval van het schip op ware grootte, is $\frac{p}{\rho V^2}$ bij het model veel groter. De meeste hydrodynamische krachten ontstaan echter door verschillen in lokale drukken, en zijn dus evenredig met V^2 . De globale, resulterende krachten worden dus niet beïnvloed door de atmosferische druk.”[?]

$$C_F = \frac{F}{\frac{1}{2}\rho A_R u_r^2} \quad (3.12)$$

3.4 MMG-modellering van de roerkrachten

In [?] wordt de normaalkracht op het roer als volgt voorgesteld:

$$F_N = \frac{1}{2}\rho A_R U^2 C_{FN} \quad (3.13)$$

Hierbij worden alle verschillen tussen de F_{No} bij een uniforme vrije aanstroming en de F_N toegekend aan een verandering in de aanstroomsnelheid U .

Van C_{FN} wordt aangenomen dat deze een functie is van de aspect ratio Λ en de roerhoek δ , verdere afhankelijkheden worden verwaarloosd. Deze empirisch bepaalde functie wordt als volgt geschreven.

$$C_{FN} = f(\Lambda, \delta) = \frac{6.13\Lambda}{\Lambda + 2.25} \sin(\delta) \quad (3.14)$$

Het verband tussen de roernormaalkracht bij vrije aanstroming F_{No} en de de roernormaalkracht in de volgstroom van de romp en schroef F_N wordt als volgt geschreven:

$$\frac{F_N}{F_{No}} = \frac{U_R^2}{U^2} = \sqrt{u_R'^2 + \gamma^2 [v' + C_R |v'|v' + x_R' r']^2} \quad (3.15)$$

waarbij u_R' als volgt kan geschreven worden:

$$u_R' = u' \left[(1 - w) + \tau [v' + C_P |v'|v' + x_p' r']^2 \right] \cdot \sqrt{1 + \kappa \frac{8}{\pi} \left(\frac{K_T}{J^2} \right)} \quad (3.16)$$

De parameters C_R , C_p^3 en γ^2 moeten hierbij experimenteel bepaald worden.

$$\frac{F_N}{F_{No}} = \frac{U_R^2}{U^2} = (1 - w)^2 [1 + F'(v, r, x_r, \delta, \dots)]^2 \left[1 + \kappa \frac{8}{\pi} \left(\frac{K_T}{J^2} \right) \right] \quad (3.17)$$

Deze methode maakt geen onderscheid tussen de aanstroming over het roer veroorzaakt door de voortbeweging van het schip en de aanstroming van de propellor over dat roer. Door middel van relatief complexe formules wordt een gemiddelde snelheid berekend die gebruikt wordt in combinatie met een benadering voor de vrije stroomkarakteristiek van de normaalkracht opgewekt door het roer te berekenen.

3.5 HSVA-modellering van de roerkrachten

In [?] wordt de snelheid van het water ten opzichte van het roer geschreven als volgt:

$$u_R = (1 - w_R)u, \quad v_R = (v + r x_R)k_{HR} \quad (3.18)$$

Waarbij w_R de gemiddelde volgstroomfractie is aan het roer, en k_{HR} de stroomrechtingsfactor is aan het achterschip.

De effectieve roerhoek δ_e wordt dan gegeven door de som te nemen van de roerhoek δ en de lokale drifthoek β_R .

$$\delta_e = \delta + \beta_R, \quad \beta_R = \arctan \left(\frac{-v_r}{\bar{u}_R} \right) \quad (3.19)$$

De roerkrachten en het roermoment kunnen dan als volgt geschreven worden in het scheepsassenstelsel:

$$X_R = \frac{\rho}{2} A_R (u_R^2 + v_R^2) (C_{LR}(\delta_e) \sin \beta_R - C_{DR}(\delta_e) \cos \beta_R) \quad (3.20)$$

3. Deze parameters zijn geen dimensieloos gemaakte krachten

$$Y_R = \frac{\rho}{2} A_R (u_R^2 + v_R^2) (C_{LR}(\delta_e) \cos \beta_R + C_{DR}(\delta_e) \sin \beta_R) \quad (3.21)$$

$$N_R = Y_R x_R \quad (3.22)$$

Hierbij moet nog rekening gehouden worden met de plaatsing van het roer in de straalstroom van de schroef. Deze verhoogt immers (lokaal) de aanstromingssnelheid van het roer, waardoor deze een hogere kracht gaat opwekken.

Volgens de *impuls*-theorie kan de snelheid in de schroefstraal op oneindige afstand van de schroef geschreven worden als volgt:

$$u_{A\infty} = \text{sign } u \sqrt{u_p^2 + \text{sign } u \frac{2T}{\rho A_0}} - u_p \quad (3.23)$$

De gemiddelde snelheid over het roer in de schroefstraal kan dan geschreven worden met een factor k_{PR} enkel afhankelijk van $\frac{d}{D}$, de verhouding tussen de afstand tussen roer en schroef en de propeller-diameter.

$$u_{RP} = u_P + \left[\left(k_{PR} - \frac{1}{2} \right) \text{sign } u + \frac{1}{2} \right] u_{A\infty} \quad (3.24)$$

De oppervlakte van het roer aangestroomd door de schroef A_{RP} kan m.b.v. continuïteit berekend worden:

$$D_{RP}^2 u_{RP} = D^2 \left(u_P + \frac{1}{2} u_{A\infty} \right) \quad (3.25)$$

$$\frac{A_{RP}}{A_R} = \frac{D_{RP}}{b} \quad (3.26)$$

Een gemiddelde stroomsnelheid in de lengterichting van het schip aan het roer kan dan als volgt gedefinieerd worden:

$$\bar{u}_R^2 = \frac{A_{RP} u_{RP}^2 + (A_R - A_{RP}) u_R^2}{A_R} \quad (3.27)$$

Met behulp van deze gemiddelde snelheid wordt de lift- en dragkromme van het roer uitgeschreven:

$$C_{LR} = (1 + k_{LR} \frac{u_p}{u_R}) C_{LR}^\circ \quad (3.28)$$

$$C_{DR} = (1 + k_{DR} \frac{u_p}{u_R}) C_{DR}^\circ \quad (3.29)$$

$$N_R = (1 - k_{NR} \frac{u_p}{u_R}) Y_R x_R \quad (3.30)$$

Waarbij k_{LR} , k_{DR} en k_{NR} constanten zijn afhankelijk van het schip, en $C_{LR}^\circ(\delta_e)$ en $C_{DR}^\circ(\delta_e)$ de lift- en dragkrommen zijn van het roer in homogene aanstroming.

3.6 Molland & Turnock

In een reeks van vier artikels [[?], [?], [?] en [?]] geven A.F. Molland en S.R. Turnock hun onderzoek weer.

De eerste twee artikels beschrijven de analyse van een roer-schroef combinatie m.b.v. onderzoek in een windtunnel. Het eerste artikel behandelt de werking in het eerste kwadrant, het tweede artikel zet deze methode verder voor de vier kwadranten.

Het derde artikel past de het model bekomen in het tweede nog verder aan, waarbij betere resultaten bekomen worden.

Het vierde artikel behandelt de aanwezigheid van de romp en het effect ervan op de werking van het roer in schroefstraal.

De bekomen modellering is hun manier om de werking van het roer te voorspellen in vier kwadranten. Er wordt hierbij echter telkens gebruik gemaakt gemiddelde snelheden. De veranderende fysische situatie in de vier kwadranten wordt hier niet bij weergegeven.

3.6.1 Parametrische relaties

Het verband tussen de axiale snelheid aan het roer opgewekt door de schroef (V_R) en de vrije-stroom snelheid (V) wordt gegeven door:⁴

$$\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 = \left(1 + \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}\right)$$

De snelheid V_R kan dan gebruikt worden om het deel van de kracht op het roer, opgewekt door de aanstroming te berekenen. De term $(1 + \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2})$ heeft nog verdere correctie nodig die empirisch gebeurt. Rotatie effect van de schroef wordt genegeerd, enkel het effect van de rotatiestroom op de stall-hoek $[\alpha_{stall}]$ wordt nog uitgediept.

De liftcoëfficiënt kan herschreven worden als volgt:

$$C_L = (\alpha - \alpha_0) \frac{dC_L}{d\alpha} \quad (3.31)$$

Met α_0 de roerhoek voor nullift en $\alpha < \alpha_{stall}$.

3.6.2 Zijdelingse kracht

Om de relevante lift-curve voor een gegeven schroef-roer combinatie te bepalen wordt de dekking ξ^5 in rekening genomen. De fractie niet aangestroomd door de propeller $(1 - \xi)$ kan beschouwd worden als werkend met de vrijvarende karakteristiek van dat roer $\left(\frac{dC_L}{d\alpha}\right)_v$

$$\frac{dC_L}{d\alpha} = \left(\frac{dC_L}{d\alpha}\right)_v [(1 - \xi) \cdot 1 + \xi \cdot k_0]$$

met k_0 een functie van de “thrust-loading” $[\frac{K_T}{J^2}]$ en equivalent aan de verhouding $\left(\frac{V_R}{V}\right)^2$ met V_R de effectieve aanstroming over het roer. Als men aanneemt dat $\frac{K_T}{J^2} = 0 \Rightarrow k_0 = 1^{(6)}$ dan kan k_0 geschreven worden als:

4. Deze formulering is identiek aan deze van het Hsva-model. $u_{rp} = u_p + K_m u_p \left(\sqrt{1 + \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}} - 1\right) = u_p(1 - K_m) + K_m u_p \left(\sqrt{1 + \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}}\right)$ met $K_m = 1$ (∞ ver achter het roer). Immers u_p is hier de vrije stroom V , aangezien enkel de schroef-roer-combinatie wordt hier onder de loep genomen, $w_p = 0$.

5. Deze ξ mag niet verward worden met de later gedefinieerde “Rudder loading angle”, de betenis van deze ξ geldt enkel in deze sectie.

6. Het roer bevindt zich dan volledig in een vrij aangestroomd deel.

$$k_0 = 1.0 + 1.16 \left(\frac{K_T}{J^2} \right) \left(1 - 0.12 \frac{K_T}{J^2} \right) \quad (3.32)$$

dit geeft dan:

$$\frac{dC_L}{d\alpha} = \left(\frac{dC_L}{d\alpha} \right)_v \left[1 + \xi \cdot \left[1.16 \left(\frac{K_T}{J^2} \right) \left(1 - 0.12 \frac{K_T}{J^2} \right) \right] \right] \quad (3.33)$$

verder kan $\left(\frac{dC_L}{d\alpha} \right)_v$ nog geschreven worden als:

$$\left(\frac{dC_L}{d\alpha} \right)_v = 1.9 \frac{\pi}{57.3(1 + \frac{3}{\Lambda})} \quad (3.34)$$

met Λ de aspectratio van het roer. Indien het roer lateraal of verticaal excentrisch geplaatst is, waarbij $\lambda < 1$ wordt dan kan α_0 herschreven worden:

$$\alpha_0 = 9.0[1 - 2|\lambda - 0.5|]^{0.3} \xi \frac{K_T}{J^2} \left(1 - 0.18 \frac{K_T}{J^2} \right) \quad (3.35)$$

waarbij λ als volgt bepaald wordt:

$$\lambda = 0.5 + \left(\frac{S - Z}{D} \right) \quad (\text{verticaal}) \quad (3.36)$$

$$\lambda = \sqrt{1 - 4 \left(\frac{Y}{D} \right)^2} \quad (\text{horizontaal}) \quad (3.37)$$

3.6.3 Stall-hoek

De stalhoek wordt groter bij aanstroming door een schroef, het roer kan 8° tot 15° meer uitwijken voor stall optreedt. Het verschil tussen de positieve en de negatieve stallhoek is te verklaren door de rotatiestroom opgewekt door de schroef. De empirische notatie van A.F. Molland en S.R. Turnock is de volgende:

$$+\alpha_{stall} = (10 + \frac{30}{\Lambda})[1 + \xi(0.84 + .33\frac{K_T}{J^2}(1 - 0.1\frac{K_T}{J^2}))] \quad (3.38)$$

$$-\alpha_{stall} = (10 + \frac{30}{\Lambda})[1 + \xi(0.26 + .69\frac{K_T}{J^2}(1 - 0.2\frac{K_T}{J^2}))] \quad (3.39)$$

3.6.4 Drag

De drag kan opgesplitst worden in een deel onafhankelijk van α en een deel afhankelijk van α en dus van de lift.

$$C_D = C_{D0} + D_{Di} \quad (3.40)$$

met $C_{Di} = k_1 C_L^2$

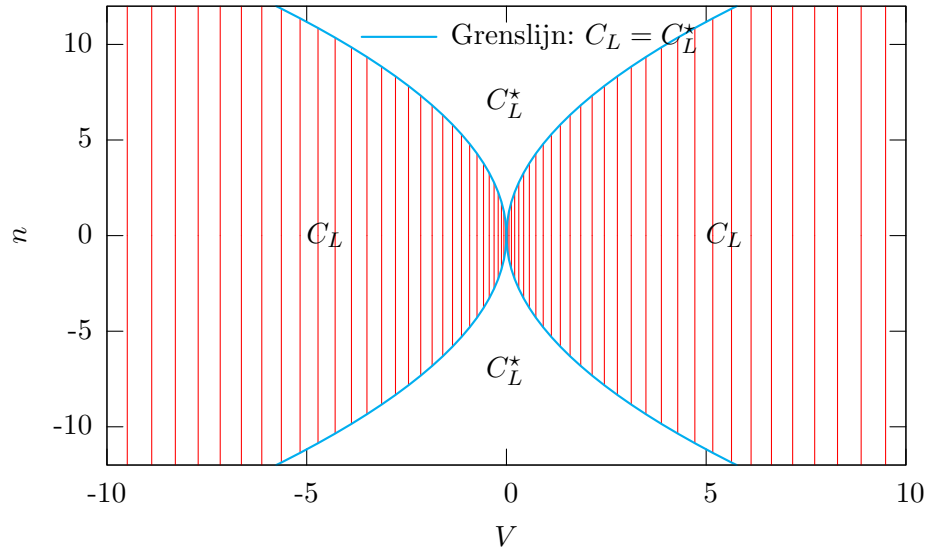
Toepasbare waarden zijn:

$$C_{D0} = 0.05 \text{ \& } k_1 = 0.105(2.0 - \left(\frac{K_T}{J^2}\right)^{0.35}) \quad (3.41)$$

3.6.5 Uitbreiding naar de 4 kwadranten

De overgang van kwadrant 1 naar 4 en van 2 naar 3 geeft gaat gepaard met het door nul gaan van V . De overgang over de N-as heeft bijgevolg het probleem dat de noemer van C_L nul wordt en bijgevolg C_L oneindig groot. Voor lage snelheden wordt als oplossing geopteerd voor dimensieloos maken met behulp van volgende term: $\frac{1}{2\rho A K_T n^2 D^2}$ waarbij K_T deze is voor $J = 0$. De liftcoëfficiënt bij overgang van kwadrant 1 naar 4 en 2 naar 3 wordt dus afhankelijk van de stuwkracht die gebruikt wordt.

De overgang van C_L naar C_L^* is daar waar $C_L = C_L^*$ zoals in figuur 3.6:



Figuur 3.6: De gebieden waarin C_L en C_L^* gebruikt worden

3.6.6 Advance angle

De advance angle ϵ wordt gedefinieerd als $\arctan(\frac{J}{0.7\pi})$. Deze $\arctan()$ moet wel hoeken voer de volledige 360° teruggegeven, wat kan bekomen worden aan de hand van de tekens van V en n . De thrustcoëfficiënt $C_T^* (= \frac{8T}{\rho\pi D^2[V^2 + (0.7\pi n D)^2]})$ kan bepaald worden a.d.h.v de hoek ϵ , waardoor ook $\frac{K_T}{J^2}$ kan bepaald worden.

3.6.7 Aanpassing van het parametrisch model

Het model uit het eerste artikel werd aangepast om de vier kwadranten te beschrijven met behulp van 2 parameters: $q_f = \text{sign}(V)$ en $q_p = \text{sign}(n)$

$$C_L = (\alpha - \alpha_0) \left(\frac{dC_L}{d\alpha} \right)_v [(1 - \xi) \cdot q_f + q_p \xi \cdot k_0] \quad (3.42)$$

Bij lage snelheden wordt C_L vervangen door C_L^* . Hiervoor moet C_L vermednigvuldigd worden met $\frac{J^2}{K_T}$:

$$C_L^* = \frac{J^2}{K_T} (\alpha - \alpha_0) \left(\frac{dC_L}{d\alpha} \right)_v [(1 - \xi) \cdot q_f + q_p \xi \cdot k_0] \quad (3.43)$$

of

$$C_L^* = (\alpha - \alpha_0) \left(\frac{dC_L}{d\alpha} \right)_v \left[(1 - \xi) \frac{J^2}{K_T} q_f + \xi q_p \cdot k_1 \right] \quad (3.44)$$

met $k_1(\frac{K_T}{J^2})$.

3.6.8 Laatste aanpassingen aan de coëfficiënten

De voorgaande C_L en C_L^* worden behouden voor het eerste kwadrant, voor de andere kwadranten wordt een andere term gebruikt om dimensieloos te maken:

$$C_L^{**} = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho A[V^2 + K_T n^2 D^2]} \quad (3.45)$$

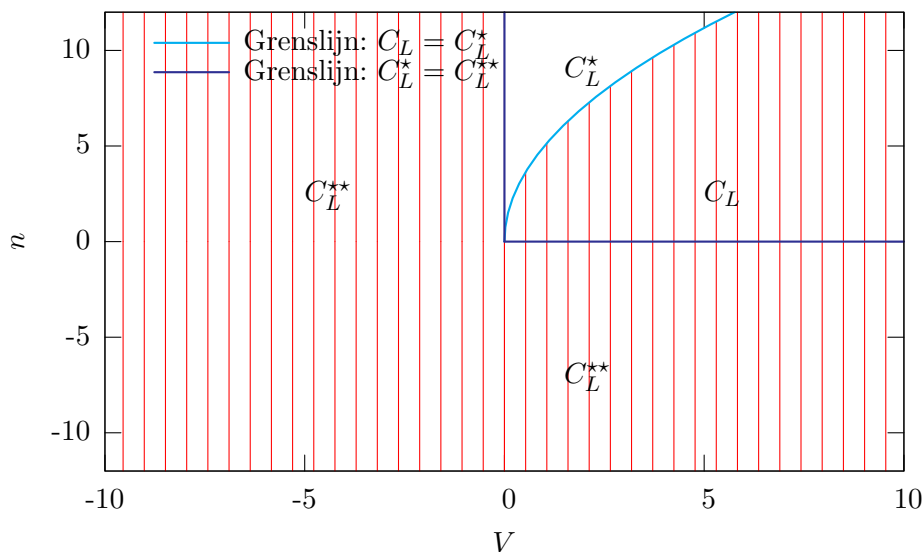
analoog voor C_D^{**}

$$C_D^{**} = \frac{d}{\frac{1}{2}\rho A[V^2 + K_T n^2 D^2]} \quad (3.46)$$

De overgangen die hierbij voorkomen liggen in het eerste kwadrant zoals in het tweede artikel, in de andere kwadranten wordt de nieuwe factor C_L^{**} gebruikt waarbij de grenslijnen overeenkomen met de grens tussen kwadrant 1 en 4 en 1 en 2. Zoals in figuur 3.7

3.6.9 Gebruik van het “Enhanced Rudder Force Prediction” model

De uiteindelijke methode voor het bepalen van de roerkracht met behulp van de methode van A.F. Molland en S.R. Turnock wordt weergegeven in volgende flowchart [figuur 3.8].



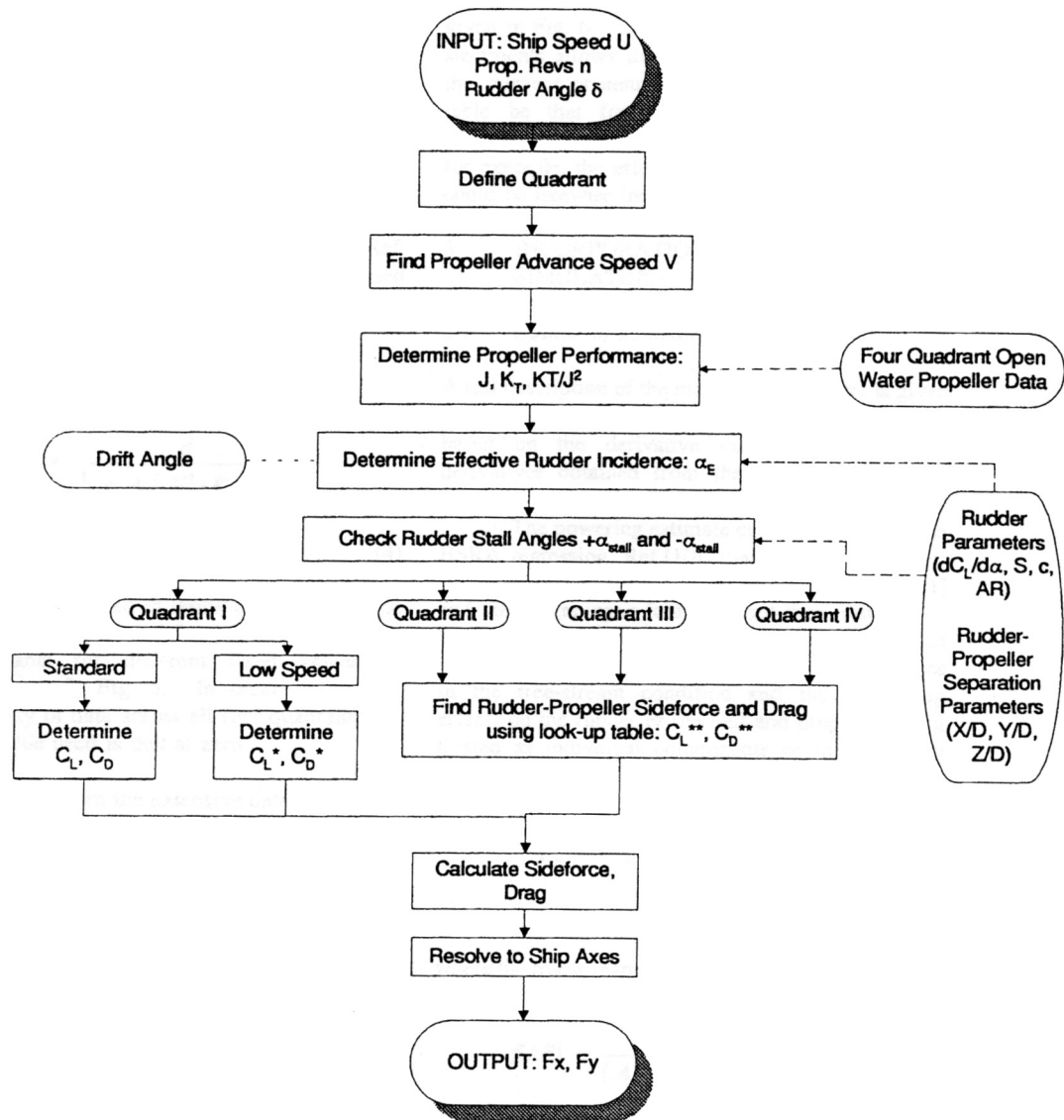
Figuur 3.7: De gebieden waarin C_L , C_L^* en C_L^{**} gebruikt worden

3.7 Besluit

In tegenstelling tot het MMG model geven zowel het HSVA model en het model van A.F. Molland en S.R. Turnock een voorstelling voor de vier kwadranten. Deze voorstelling is noodzakelijk om de voorspelling van roerkrachten uit te kunnen voeren voor manoeuvreren.

Het HSVA-model maakt voor de berekeningen gebruik van een complexe formule die een gemiddelde snelheid over het roer berekend in de vier kwadranten. Het model van A.F. Molland en S.R. Turnock maakt gebruik van dezelfde berekeningsmethode als het HSVA model voor de bepaling van de snelheid van het water t.o.v. het roer, in de schroefstraal. Hierna gaan A.F. Molland en S.R. Turnock, anders te werk, ze definiëren een verandering van lift die afhankelijk is van de dekking van de schroefstraal op het roer, en de verhouding tussen de relatieve snelheid van het water aan het roer binnen en buiten de schroefstraal. Die verandering van lift wordt dan nogmaals omgerekend voor de verschillende regio's om deling door nul te vermijden.

Alle modellen vermelden het gebruik van open water karakteristieken van het roer. Ze gaan hierbij echter onmiddellijk over op een benadering voor deze vrije vaart karakteristiek in functie van de *aspect ratio* Λ .



Figuur 3.8: Flowchart van het “Enhanced Rudder Force Prediction” model

Hoofdstuk 4

De introductie van het “Rudder loading concept”

4.1 Beperkingen van andere methodes

M.S.Chislett[?] ziet een belangrijke beperking in conventionele methodes voor het voorstellen van roerkrachten bij alle combinaties van snelheid en stuwkracht. Namelijk het ontbreken van een parameter die de eigenschap, die hij “rudder loading” noemt beschrijft. De rudder loading wordt analoog gedefinieerd aan de de propeller loading.

Een propeller levert een stuwkracht die afhankelijk is van het toerental. Echter deze stuwkracht is niet alleen afhankelijk van het toerental, maar ook van de snelheid van het water dat de schroef bereikt. De schroefbladen staan immers onder een vaste hoek gemonteerd op de as.¹ De intreehoek $\epsilon = \arctan(\frac{u_A}{0.7\pi nD})$ is dan de hoek tussen de relatieve snelheid van het water en het schroefblad. Aangezien de propeller lift moet opwekken is er een bepaalde ideale ϵ voor die propeller. Boven en onder deze ϵ neemt het aandeel van liftkracht-opwekking af. De geleverde stuwkracht T hangt dus effectief af van het toerental en de snelheid van het water ter hoogte van de propeller.

Bij “propeller loading” wordt de dimensieloze stuwkracht C_T , of de equivalente “thrust coëfficiënt” K_T genoteerd als functie van ϵ . Bij een bepaald toerental van de schroef, bij een bepaalde snelheid van het schip, hoort dan een ϵ die de werkingstoestand bepaald, waarmee de bijbehorende C_T of K_T kan bepaald worden d.m.v. tabellen. Deze C_T of K_T wordt dan met zijn respectievelijke factor vermenigvuldigd om de stuwkracht te bekomen.

$$C_T(\epsilon)(\frac{1}{2}\rho A_0 V_A^2) = T \quad (4.1)$$

1. Behalve de schroeven met draaibaar opgestelde schroefbladen die onder andere gebruikt worden in cruiseschepen en RORO-ferries .

$$K_T(\epsilon)(\rho n^2 D^4) = T \quad (4.2)$$

Volgens M.S.Chislett is de opgewekte roerkracht, op een gelijkaardige wijze als de stuwkracht van de propeller loading, afhankelijk van de rudder loading. De voorgaande methodes zijn gebaseerd op fysisch gemotiveerde *Euler*getallen voor een roer, waarbij de kracht dimensieloos gemaakt werd door te delen door de dichtheid van het water ρ , door het roeroppervlak A_R en de gemiddelde snelheid in het kwadraat c^2 over het roer. Wat ontbreekt is een parameter die de verschillende combinaties van u_A , de snelheid van het water aan de schroef, en u_{rp} , de snelheid van het water in de straalstroom van de propeller over het roer, in rekening brengt. Er kunnen immers verschillende waarden van u_{rp} en u_A zijn die een zelfde c^2 als resultaat hebben.

Bij “rudder loading” is het de bedoeling om de “rudder loading angle” ξ , afhankelijk van de combinatie van scheepssnelheid en de stuwkracht van de propeller, de krachtcoëfficiënten van het roer te laten bepalen. De krachtcoëfficiënt $C_F(\xi)$ bepaald dan de relatieve grootte van de op te weken kracht t.o.v andere combinaties van scheepssnelheid en stuwkracht. De grootte van de scheepssnelheid of de stuwkracht bepalen dan uiteindelijk de opgewekte roerkracht.

$$\frac{1}{2}\rho A_R c^2 C_F(\xi) = F \quad (4.3)$$

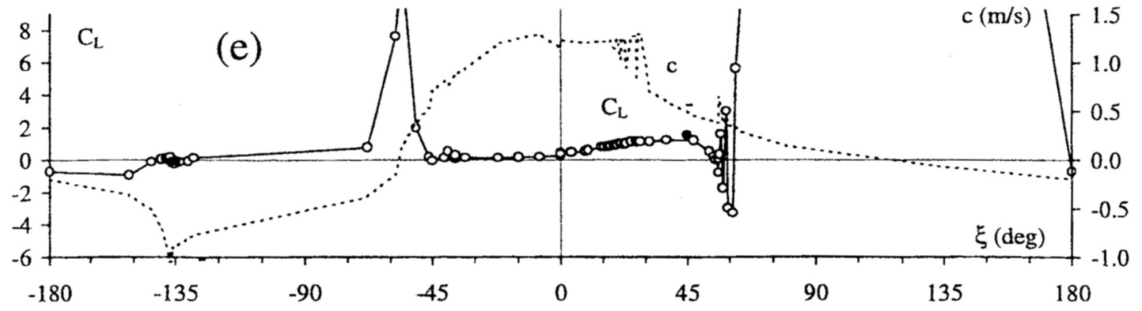
4.2 Definiëring van de rudder loading angle

De onafhankelijke variabele wordt door M.S.Chislett gedefiniëerd als volgt:

$$\tan(\xi) = \frac{u_A}{u_{rp}}$$

Aangezien zowel u_A als u_{rp} positief of negatief kunnen zijn moet ξ gelegen zijn in een interval $] - 180^\circ : 180^\circ]$. Op die manier bestrijkt ξ alle werkingskwadranten van het schip. Hoewel onder normale omstandigheden de arcustangens slechts in een interval van $] - 90^\circ : 90^\circ[$ waarden teruggeeft, kan men deze functie uitbreiden naar $] - 180^\circ : 180^\circ]$ door gebruik te maken van zowel het teken van de teller als de noemer.²

De verdere berekening van de eulergetallen wordt nog steeds gedaan met c^2 .



Figuur 4.1: De liftcoëfficiënt van het roer C_L en de snelheid aan het roer c [?]

$$c^2 = \frac{1}{A_R} [A_{RP}(u_A + ku_{A\infty})^2 + (A_R - A_{RP})u_A^2] \quad (4.4)$$

met A_{RP} de oppervlakte van het roer gedekt door de schroefstraal, k een factor die de snelheidsverandering van het water in de schroefstraal als gevolg van de vernauwing van die schroefstraal in rekening brengt. $u_{A\infty}$ is de snelheid van het water op de as van de schroefstraal op oneindige afstand van die schroef.

Het verloop van de C_L wordt gegeven in figuur 4.1. Zelf stelt M.S. Chislett dat de belangrijkste waarden liggen tussen -15° en 60° . 0° is de situatie waarbij het schip stilligt en het toerental positief is. Bij 45° heeft het schip voorwaartse snelheid bij stilstaande schroef.

De pieken bij $\xi = -60^\circ$ en $\xi = 120^\circ$ tonen een belangrijk nadeel van het “rudder loading concept” zoals M.S. Chislett het geïntroduceerd heeft. Bij deze “rudder loading” hoeken beweegt het schip achterwaarts terwijl de schroef een positief toerental heeft of omgekeerd. In deze situaties zijn de stromingen rond het roer instabiel. Algemeen kan echter wel gesteld worden dat de krachten daar klein zijn, de liftcoëfficiënt daarentegen is enorm groot, voornamelijk door de aard c^2 . Bij berekening van de lift in de simulator is de foutmarge op die krachten enorm, een fout in de berekening van ξ of c heeft dan onrealistische krachten als resultaat.

De definitie van c^2 , hierboven vermeld, stond niet vermeld in het artikel. Het is gevonden in een antwoord van M.S. Chislett op een vraag over het artikel. Het verloop van de snelheid c in figuur 4.1 toont aan waar het probleem zich stelt. In M.S. Chislett’s

2. In veel software pakketten is deze functie reeds aanwezig, zoals bvb. in *Microsoft Excel* onder de vorm $\text{atan2}(x,y)$. Indien deze functie niet aanwezig is kan ze wel met behulp van conditionele structuren bepaald worden, waarbij wel extra aandacht moet besteed worden aan mogelijke delingen door nul.

definitie van c als gemiddelde snelheid op het roer is opnieuw een constructie vervat om het teken van c om te slaan als het schip zich in het derde werkingskwadrant bevindt, bij achterwaartse beweging en de schroef in achteruit.

Om deze tekenomslag van c te verwezenlijken moet c tweemaal gelijk worden aan 0 in zijn verloop. Als resultaat hiervan wordt c^2 op dezelfde punten nul, met als gevolg dat de liftcoëfficiënt op die nulpunten een asymptoot vertoont. Nochtans komt deze asymptoot niet overeen met een fysische realiteit. Op deze plekken zijn het immers de liftkrachten ten gevolge van de scheepssnelheid en deze ten gevolge van de stuwkracht van de schroef die elkaar tegenwerken. Het stromingsprofiel bepaalt hier dus de vermindering in roerkracht. Logischer wijs is het dan ook de liftcoëfficiënt die daar nul moet worden en niet de snelheid.

Verder moet nog gewezen worden op het eveneens ontbreken van een duidelijke definitie voor u_A . In het artikel wordt nergens duidelijkheid geschept over wat deze snelheid juist voorstelt. In het artikel wordt over de snelheid van het water t.o.v. het roer, en de snelheid van het water t.o.v. de schroef gesproken, waarbij de indruk gewekt wordt dat deze grootheden verschillend zijn. Bij de vermelde formules wordt echter hetzelfde symbool gebruikt voor beide grootheden.

4.3 Mogelijke verbeteringen

In figuur 4.1 is het nogal onduidelijk welke hoek ξ samenhangt met welke werkings-situatie. Een ideaal beeld zou kunnen bekomen worden door elk werkingsgebied af te beelden op een kwadrant van het vlak waarin ξ gedefinieerd is. Zoals in tabel 4.1. Verder moet er zeker voor gezorgd worden dat teller en noemer onafhankelijk zijn.

ξ	Condities	Naam
$[0^\circ : 90^\circ]$	$U > 0 \& n > 0$	Kwadrant I
$]90^\circ : 180^\circ[$	$U > 0 \& n < 0$	Kwadrant II
$[-180^\circ : -90^\circ[$	$U < 0 \& n < 0$	Kwadrant III
$[-90^\circ : 0^\circ[$	$U < 0 \& n > 0$	Kwadrant IV

Tabel 4.1: De ξ -gebieden en hun bijbehorende condities

De definitie van c moet aangepast worden. Hoewel de krachten in de overgangszone in het 2^e en het 4^e kwadrant instabiel zijn en dus moeilijk modeleerbaar, zou het de modellering ten goede komen mocht de relatieve grootte van C_L bij een overgangssituatie t.o.v. de C_L bij een evenwichtssituatie bij voorwaartse snelheid (bvb. varen op

kruissnelheid), de werkelijke verhouding weerspiegelen.

Verder is een duidelijk gebruik van de snelheden ten opzichte van het roer en deze ten opzichte van de schroef noodzakelijk om de berekeningen voor de bepaling van de krachtcoëfficiënt goed te laten verlopen.

Hoofdstuk 5

Gebruik van de modellen en metingen

5.1 De modellen

Voor het onderzoek in deze scriptie is gebruik gemaakt van metingen in het waterbouwkundig labo in Borgerhout. Het betreft metingen die uitgevoerd zijn met twee modellen, model D en model U.

Model D is een model van een containerschip op schaal $\frac{1}{75}$, model U is eveneens een containerschip op schaal $\frac{1}{80.8}$. De karakteristieken zijn weergegeven in tabel 5.1.

	Model D		Model U ¹	
	Model	Ware grootte	Model	Ware grootte
Romp				
L_{OA}	4.020m	301.5m	4.476m	361.66m
L_{PP}	3.864m	298.8m	4.112m	332.2m
B	0.537m	40.3m	0.530m	42.8m
T	0.200m	15.0m	0.179m	14.5m
C_B	0.61	0.61	0.628	0.628
Schroef				
Z	5	5	6	6
D_P	0.1086m	8.145m	0.1047m	8.460m
$\frac{P}{D_P}$	0.9696	0.9696	1.0	1.0
$\frac{A_E}{A_0}$	0.8	0.8	0.96	0.96
Roer				
A_R	108cm ²	61m ²	127.34cm ²	83.1m ²

Tabel 5.1: Gegevens van de beproefde modellen

1. De waarden voor C_B en L_{PP} zijn afhankelijk van T en zijn hier gegeven voor $T = 14.5m$. Het volledig verloop van $C_B(T)$ is gegeven in [Modellen/Model_U.xls :: C.B(T)], het volledig verloop van $L_{PP}(T)$ in [Modellen/Model_U.xls :: L_PP(T)] op de bijgevoegde cd.

5.2 De metingen

Voor deze scriptie is gebruik gemaakt van gegevens die verzameld zijn in de sleeptank van het WLH. De kenmerken van deze sleeptank zijn weergegeven in tabel 5.2.

Totale lengte	88.0m
Bruikbare lengte	67.0m
Breedte	7.0m
Maximum waterdiepte	0.5m
Lengte scheepsmodellen	[3.5 – 4.5]m

Tabel 5.2: Gegevens van de sleeptank van het WLH

Alle experimenten werden uitgevoerd zonder het gebruik van de golfgenerator.

5.2.1 Model D

Voor Model D wordt er gebruik gemaakt van twee types proeven, namelijk stationaire proeven en multimodale proeven met variërende roerhoek.

Stationaire proeven zijn proeven waarbij gedurende het verloop van de proef alle inputparameters constant gehouden worden. Het modelschip heeft gedurende de proef in de sleeptank dus een constante snelheid, drifthoek, roerhoek en propellertoerental. In één *run* kunnen meerdere toerentallen gemeten worden. Na een bepaalde tijd waarin gemeten wordt met het eerste toerental, wordt dan het propellertoerental op de tweede waarde gebracht, waarna opnieuw een bepaalde tijd gemeten wordt. Per set van constante inputparameters wordt dan het gemiddelde bepaald van alle gemeten waarden, dit is dan een meetpunt.

Multimodale proeven zijn proeven waarbij gedurende het verloop van de proef een of meerdere van de inputparameters sinusoidaal gevarieerd wordt. In de proeven waarvan gebruik gemaakt wordt, varieert enkel de roerhoek sinusoidaal en zijn de andere inputparameters constant. Per *run* wordt meestal wel de snelheid trapsgewijs gewijzigd zodat meerdere reeksen gemeten worden in die *run*.

Om de berekeningen overzichtelijk te houden zal de bestandsnaam voor elke berekening een verwijzing bevatten naar de proeven:

D_ST voor de berekeningen met de stationaire meetresultaten voor model D

D_MM voor de berekeningen met de multimodale meetresultaten met variërende roerhoek voor model D.

De gegevens zijn beschikbaar in volgende bestanden.

- [Metingen/Model_D/ geg_D_ST.xls] voor de gegevens van de stationaire proeven.
- [Metingen/Model_D/geg_Q1_D_MM.xls] voor de gegevens van de multimodale proeven met variërende roerhoek, kwadrant 1.
- [Metingen/Model_D/geg_Q2_D_MM.xls] voor de gegevens van de multimodale proeven met variërende roerhoek, kwadrant 2.
- [Metingen/Model_D/geg_Q3_D_MM.xls] voor de gegevens van de multimodale proeven met variërende roerhoek, kwadrant 3.
- [Metingen/Model_D/geg_Q4_D_MM.xls] voor de gegevens van de multimodale proeven met variërende roerhoek, kwadrant 4.

5.2.2 Model U

Voor Model U wordt er eveneens gebruik gemaakt van die 2 types proeven. De omstandigheden waarin deze proeven plaatsvonden variëren echter. Negen reeksen proeven zijn uitgevoerd, waarbij de diepgang van het schip en de UKC^2 . In de volgende tabel is de index weergegeven afhankelijk van de meetomstandigheden:

	$UKC = 100\%$	$UKC = 35\%$	$UKC = 10\%$
$T = 14.5m$	G	H	I
$T = 13.5m$	J	K	L
$T = 12m$	M	N	O

Tabel 5.3: De codes voor de meetomstandigheden met scheepsmodel U

Voor de naamgeving van de bestanden wordt volgende structuur gebruikt:

UX_ST voor de berekeningen met de stationaire meetresultaten voor model U

UX_MM voor de berekeningen met de multimodale meetresultaten met variërende roerhoek voor model U.

Waarbij X de code is voor de meetomstandigheden zoals in tabel 5.3. Deze bestanden zijn te vinden in de map [Metingen/Model_U]

5.2.3 Karakteristieken

Naast de meetgegevens met model D en U zijn ook enkele karakteristieken noodzakelijk om een verdere analyse mogelijk te maken. De vrije vaart karakteristieken van zowel

2. Under Keel Clearance, het verschil van de waterdiepte en de diepgang van het schip, uitgedrukt in % van de diepgang van het schip.

schroef als roer zijn vereist, samen met het volgstroomgetal aan de schroef en deze aan het roer.

Het volgstroomgetal aan het roer is niet beschikbaar en wordt later in dit hoofdstuk berekend. De karakteristieken van roer, schroef en volgstroomgetal worden in volgende bestanden gegeven:

- [Karakteristieken/Schroef_D.xls]
- [Karakteristieken/Roer_D.xls]
- [Karakteristieken/Wp_D.xls :: lowspeed] en [Karakteristieken/Wp_D.xls :: highspeed]
- [Karakteristieken/Schroef_U.xls]
- [Karakteristieken/Roer_U.xls]
- [Karakteristieken/Wp_U.xls :: wp_UG] t.e.m. [Karakteristieken/Wp_U.xls :: wp_UO]

Waarbij de bestandsnamen voor zich spreken.

5.3 Voorbereiding van de meetgegevens

Sommige van de meetgegevens die bekomen zijn met multimodale proeven met variërende roerhoek tonen afwijkingen die te wijten zijn aan de aard van deze proeven. In de volgende delen worden de problemen en hun oplossing uiteengezet.

5.3.1 Eliminatie van de opstartafwijkingen

Bij het opstarten van een meetproef komt de sleepwagen op gang. Nadat de sleepwagen de vereiste snelheid bereikt heeft wordt het meten aangevat. In sommige situaties is het echter zo dat de in de eerste cyclus van de roerbeweging de stroming naar en rond het roer nog geen stabiele toestand bereikt heeft. Hierdoor wijkt de grootte van de roerkracht gemeten in de eerste cyclus soms heel sterk af van de roerkracht waargenomen in de andere cycli.

Als oplossing hiervoor is gekozen om de eerste cyclus, waar mogelijk, te elimineren uit de metingen. Is dit niet mogelijk, bvb omdat dan geen volledige cyclus aan meetgegevens kan gebruikt worden, dan wordt ervoor geopteerd om de eerste halve cyclus te elimineren. Zoals in het volgende deel vermeld, is het nodig dat de gegevens verder verwerkt worden per volledige cyclus. Daarom wordt ervoor gezorgd dat de gegevens

gebruikt worden die tussen $2n$ nuldoorgangen van δ liggen, met n een geheel getal. Op die manier worden steeds volledig cycli gebruikt.

5.3.2 Eliminatie van hysteresis

In sommige resultaten van meetproeven komt het hysteresis verschijnsel naar boven. De roerhoek in de multimodale proeven wordt sinusoidaal gevarieerd. De snelheid waarmee de roerhoek veranderd is niet oneindig klein. Hierdoor kan het stromingsprofiel zich niet stabiliseren voor iedere roerhoek. Het stromingsprofiel rond het roer hangt dus niet zuiver af van de fysische omstandigheden waarin het schip zich op dat moment bevindt, het hangt ook af van de fysische omstandigheden waarin het zich daarvoor bevond.

Dit fenomeen uit zich in de aanwezigheid van hysteresis in het $\delta - Y$ diagram. De normaalkracht die het roer opwekt zijn hier uitgezet in functie van de roerhoek δ .

Om de hysteresis te elimineren wordt per roerhoek δ het gemiddelde genomen van de roerkrachten. Hier is het dan ook duidelijk waarom volledige cycli gebruikt moeten worden. Bij het gebruik van een onvolledige cyclus zou de gemiddelde waarde afwijken.

Er kan nog opgemerkt worden dat de eliminatie van hysteresis niet altijd strikt noodzakelijk is. De hysteresis wordt immers bij regressieberekeningen automatisch weggewerkt. In sommige situaties is het echter wel gemakkelijker, vooral als er meetpunten uitgezet worden om een afhankelijkheid in te schatten. De hysteresis zal immers een bijkomende spreiding introduceren in die grafieken, waardoor een mogelijke afhankelijkheid minder duidelijk te zien is.

5.4 Berekening van de volgstroom aan het roer

Een factor die reeds aan bod gekomen is in de vorige delen is de volgstroom aan het achterschip, ter hoogte van het roer. De snelheid van het water aan het roer kan namelijk als een van de 2 parameters van de “rudder loading angle” genomen worden.

Deze karakteristiek is echter niet beschikbaar, maar kan wel afgeleid worden uit de meetproeven. De theoretische berekening van deze volgstroom en de praktische aanpassingen worden per model weergegeven in dit hoofdstuk.

De kracht die het roer opwekt aan het achterschip verschilt van de kracht die dat zelfde roer opwekt in vrije stroom. Dit verschil is het gevolg van de aanwezigheid van het schip, waardoor het stromingsprofiel rond het roer beïnvloed wordt. De verandering van snelheid door de aanwezigheid van een voorwerp in het water wordt weergegeven in een volgstroomcoëfficiënt die afhankelijk is van de plaats ten opzichte van dat voorwerp. De volgstroom wordt door drie effecten veroorzaakt: de potentiaalvolgstroom w_p , de golfvolgstroom w_w en wrijvingsvolgstroom w_f . [?]

$$w = w_p + w_w + w_f \quad (5.1)$$

Voor de berekening van het volgstroomgetal aan het roer, zijn proeven met stilstaande schroeven het meest geschikt. Afgezien van een ombuiging van de stroom draagt de propeller hier niet bij aan de aanstroming van de schroef. Deze ombuiging kan verwaarloosd worden. Dit komt overeen met te stellen dat het roer in die toestand in een stromingsveld zit dat enkel afhangt van het schip.

Voor de bepaling van w_r , en hiermee volgstroom aan het roer, wordt aangenomen dat de volgstroom enkel afhankelijk is van de vorm van het schip (vast) en de snelheid van het water. Het in deel 2.3 uitgezette modulaire systeem kan hier gebruikt worden. De gemeten normaalkracht op het roer F_N en de gemeten tangentiële kracht F_T kunnen gelijk gesteld worden aan een berekende kracht met datzelfde roer maar in vrije aanstroming, waarbij de snelheid van die aanstroming dan gelijk moet zijn aan de snelheid van het water t.o.v. het roer u_r .

$$F_N = C_{FN}(\alpha) \frac{1}{2} \rho A_R u_r^2 \quad (5.2)$$

$$F_T = C_{FT}(\alpha) \frac{1}{2} \rho A_R u_r^2 \quad (5.3)$$

met

$$\alpha = \delta + \beta_r + \delta_0 \quad (5.4)$$

Waaruit dan $w_r(U)$ kan bepaald worden.

$$u_r = (1 - w_r)u \quad (5.5)$$

$$v_r = (1 - w_r)(v + rx_r)\gamma \quad (5.6)$$

$$\beta_r = \arctan\left(\frac{-v_r}{u_r}\right) \quad (5.7)$$

β_r is de arcustangens van de langse en de dwarse component (t.o.v. het schip) van de snelheid van het water aan het roer, respectievelijk u_r en v_r . Deze waarde is meestal verschillend van β , die de hoek is tussen de langse en dwarse component van de snelheid van het schip. α kan dan worden herschreven:

$$\alpha = \delta + \beta + (\beta_r - \beta) + \delta_0 = \delta + \beta + \delta'_0 \quad (5.8)$$

In de situatie waarbij het schip zich met drifthoek β voortbeweegt is δ'_0 de nulhoek, waarbij geen normaalkracht op het roer ontwikkeld wordt. Zowel F_N als F_T kan in combinatie met zijn respectievelijke krachtscoëfficiënt gebruikt worden om w_r te bepalen.

5.4.1 Model D

De stationaire proeven met model D bevatten een fout voor de metingen van de tangentiële kracht aan het roer, waardoor deze waarden niet konden gebruikt worden voor het bepalen van w_r . Op zich heeft dit weinig gevolg voor het resultaat omdat deze tangentiële krachten klein zijn en dus veel meer beïnvloed door meetfouten.

Omdat de groottes van de tangentiële krachten op het roer relatief gering zijn, zal de relatieve fout die metingen groter zijn. De bijdrage van deze tangentiële krachten op de nauwkeurigheid van w_r is dan ook gering. De verdere bepaling van w_r , zowel voor model D als voor model U, wordt dan ook enkel via de voorspelling de normaalkracht op het roer uitgevoerd.

De berekening van de volgstroom wordt uitgevoerd met behulp van een fortran programma dat gebruik maakt van de statistisch regressie functies van *ODRPACK*, een packet dat bestaat uit een aantal *FORTTRAN*-subroutines. Een programma van ir K. Eloit werd gebruikt als basis voor de berekeningen. Voor de berekeningen moet slechts één subroutine, subroutine “FCN”, aangepast worden, hierin wordt de functie gedefinieerd waarin de statistische regressie uitgevoerd wordt. De broncode van de subroutine gebruikt voor de bepaling van w_r is te vinden in appendix A.

In de subroutine FCN wordt de snelheid aan het roer gebruikt die bepaald wordt met volgende formule, waarbij in essentie β_r gelijkgesteld wordt aan β . Dit omdat slechts een kracht bruikbaar is voor de berekeningen, met als gevolg dat slechts een parameter hieruit bepaald kan worden. Deze aanname beïnvloedt de waarde van $w_r(U)$ enkel als $\beta \neq 0$.

$$U_r = (1 - w_r)U = (1 - w_r) \operatorname{sign}(u) \sqrt{u^2 + (v + rx_r)^2} \quad (5.9)$$

Deze functie FCN rekent in elke iteratiestap voor alle meetwaarden een voorspelde kracht uit met behulp van de te bepalen coëfficiënt β_i , die als volgstroomcoëfficiënt gebruikt wordt, waarna het programma de fout op deze waarden minimaliseert. Bij het minimaliseren wordt de coëfficiënt β_i aangepast, waarna een nieuwe iteratiestap aanvangen wordt met de nieuwe waarde β_j . Dit gaat door tot er convergentie bereikt wordt en die nieuwe waarde van β_{n+1} binnen een bepaalde marge gelijk is aan de oude waarde van β_n of tot het maximaal aantal iteraties overschreden is. Voor de exacte werking van ODRPACK wordt verwezen naar de handleiding[?].

$$1 - w_r$$

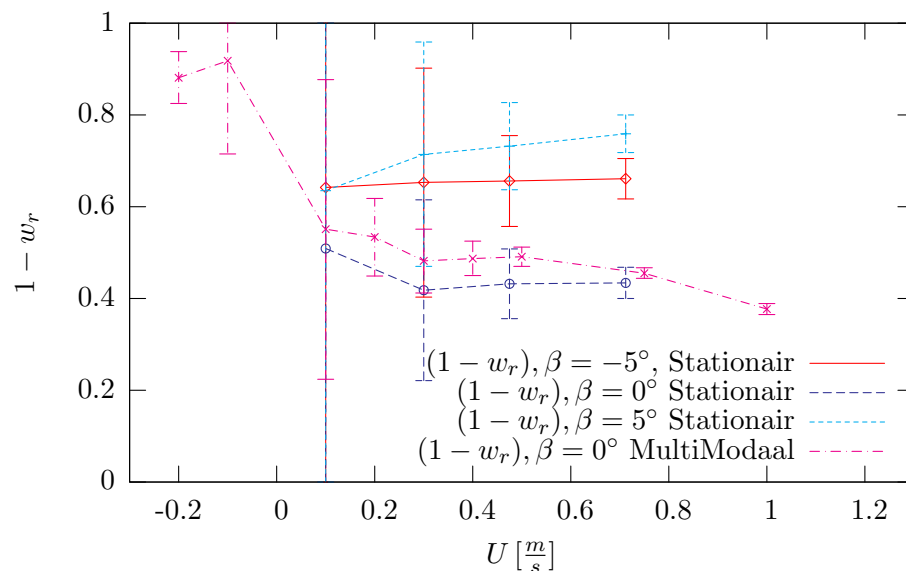
Voor de berekeningen wordt gebruik gemaakt van de gegevens van model D waarvoor het schroeftoerental nul is. Bij de stationaire proeven wordt gebruik gemaakt van gegevens waarbij $\beta \in \{-5^\circ, 0^\circ, 5^\circ\}$, bij de multimodale proeven wordt gebruik gemaakt van gegevens waarvoor $\beta = 0^\circ$. In geen van de gevallen is de giersnelheid $r \neq 0$.

In figuur 5.1 wordt $(1 - w_r)$ voorgesteld voor model D, voor de gegevens van de stationaire proeven met $\beta = \{-5^\circ, 0^\circ, 5^\circ\}$ en voor de multimodale proeven met variërende roerhoek.

De waarden voor $(1 - w_r)$ zijn normaal relatief weinig afhankelijk van de snelheid[?], wat ook in de figuur weergegeven wordt voor de 4 berekende krommen.

Verder stijgt de nauwkeurigheid met de snelheid, wat te verklaren valt door de hogere snelheid waarbij de metingen plaatsnamen. Het volgstroomveld is hier immers uniform, wat te zien is in figuur 5.2.

Bij $\beta \neq 0$ stijgt de snelheid van de volgstroom aan het roer. De aanstroming wordt



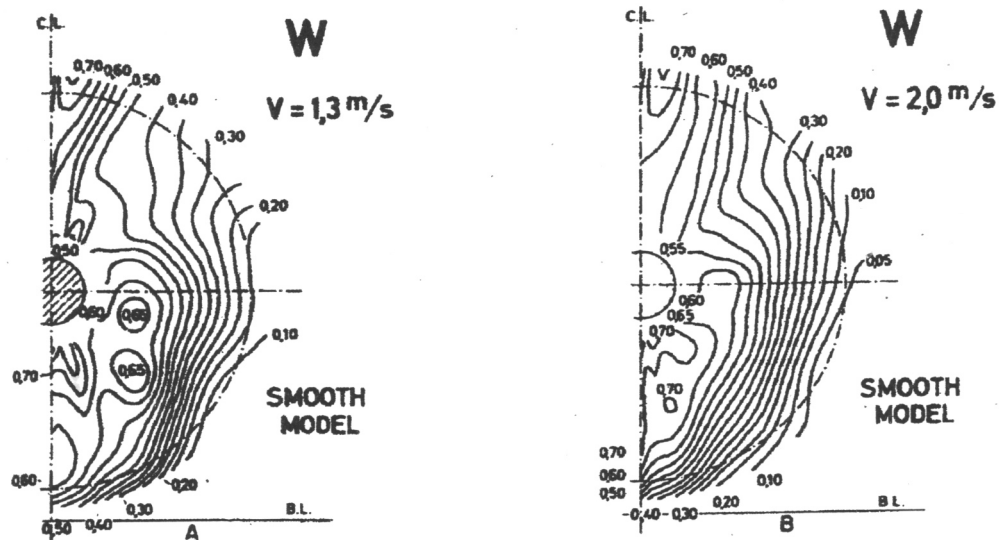
Figuur 5.1: $1 - w_r$ i.f.v. U , met de 95% waarschijnlijkheidsintervallen aangeduid.

minder beïnvloed door de aanwezigheid van het schip. Dit is te zien in de grafiek. De verschillen in volgstroomsnelheid tussen drift naar bakboord en drift naar stuurboord zijn te verklaren door de aanwezigheid van de schroef. Voor grotere β -hoeken zijn voor het model D onvoldoende meetgegevens beschikbaar, de invloed van β blijft dan ook onduidelijk. Wel kan aangenomen worden dat $(1 - w_r)$ in dat gebied verder blijft stijgen. Als de aanstroming van het roer dwarsverloopt zal de invloed van de aanwezigheid van de romp verminderen, waardoor de volgstroom minder groot zal zijn.

De resultaten bekomen voor de multimodale proeven zijn ook weergegeven in figuur 5.1. Deze resultaten bevatten $(1 - w_r)$ coëfficiënten voor negatieve snelheden. De marges op deze waarden zijn vergelijkbaar met de marges op de $(1 - w_r)$ van de positieve snelheden. Bij achterwaartse vaart is de aanstroming van het roer uniformer dan bij voorwaartse vaart. Dit kan de iets kleinere marges verklaren bij achterwaartse vaart, t.o.v. de voorwaartse vaart, bij gelijke snelheden.

δ'_0

δ'_0 wordt als nevenresultaat van het gelijk stellen aan de kracht voorspeld met de vrije vaart karakteristiek en de snelheid aan het roer gevonden. Dit doordat de roerhoek waarbij geen kracht opgewekt wordt bij een symmetrisch roer 0° is, terwijl deze bij de modelproeven beïnvloedt wordt door de aanwezigheid van de schroef. δ'_0 is uitgezet in functie van β voor de stationaire proeven in figuur 5.3 ter vergelijking is hierin ook de



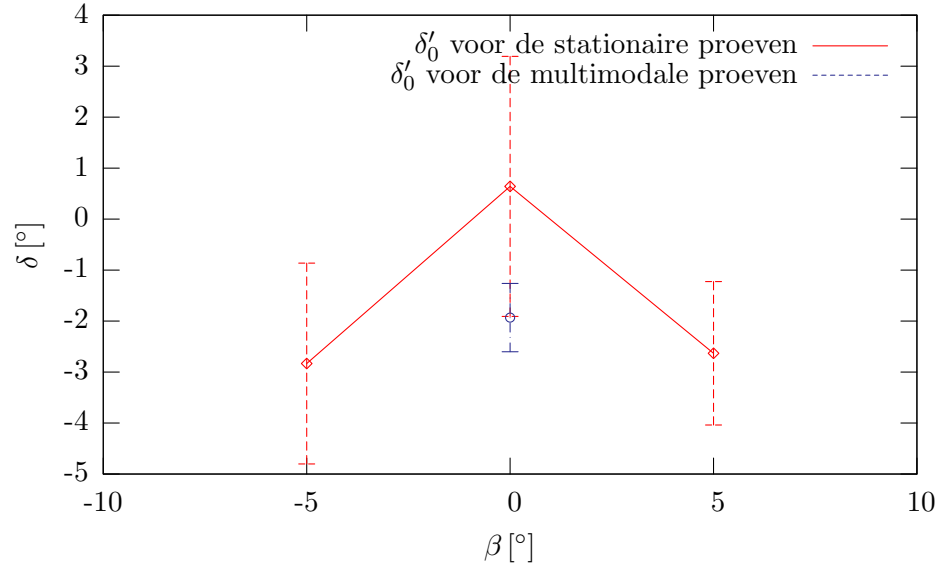
Figuur 5.2: De vorm van het volgstroomveld in het achterschip, bij verschillende snelheden.[?]

δ'_0 bij $\beta = 0$ bepaald met de multimodale proeven uitgezet. [figuur 5.3]

Het verschil tussen de foutenmarge op de stationaire proeven en deze op de multimodale proeven is opvallend. δ'_0 voor de multimodale proeven is bruikbaar bij verdere berekeningen. De marge op δ'_0 is van die grootte dat de hier bekomen resultaten slechts een indicatie geven van de grootte-orde van die δ'_0 .

Verder kan nog gewezen worden op het volgende: hoewel de drifthoek van het schip tegengesteld is $\delta'_0(-5^\circ)$ ongeveer gelijk aan $\delta'_0(5^\circ)$. Dit impliceert dat de verandering van drifthoek vooral te wijten is aan de aanwezigheid van de schroef.

De voorbereiding van de gegevens van de statische proeven staan in [w.r/D/D1-A-D-ST.xls] en [w.r/D/D1-B-D-ST.xls] de gegevens van de multimodale proeven zijn een selectie met toerental nul uit [Metingen/Model_D/geg.Q1-D-MM.xls :: dmm1 data]. De resultaten van de proeven zijn te vinden in de bestanden [COEFFA.DAT], [COEFFB.DAT],[COEFFC.DAT] en [COEFFH.DAT] in de map [w.r/D/D1-B-WR] voor respectievelijk de stationaire proeven met model D voor $\beta = -5^\circ$, $\beta = 0^\circ$ en $\beta = 5^\circ$ en de multimodale proeven met variërende roerhoek. De foutmarges op deze waarden zijn te vinden in [SDCOEFFA.DAT], [SDCOEFFB.DAT],[SDCOEFFC.DAT] en [SDCOEFFH.DAT] respectievelijk.



Figuur 5.3: δ'_0 bij verschillende β -waarden, waarbij de 95% waarschijnlijkheidsintervallen zijn uitgezet

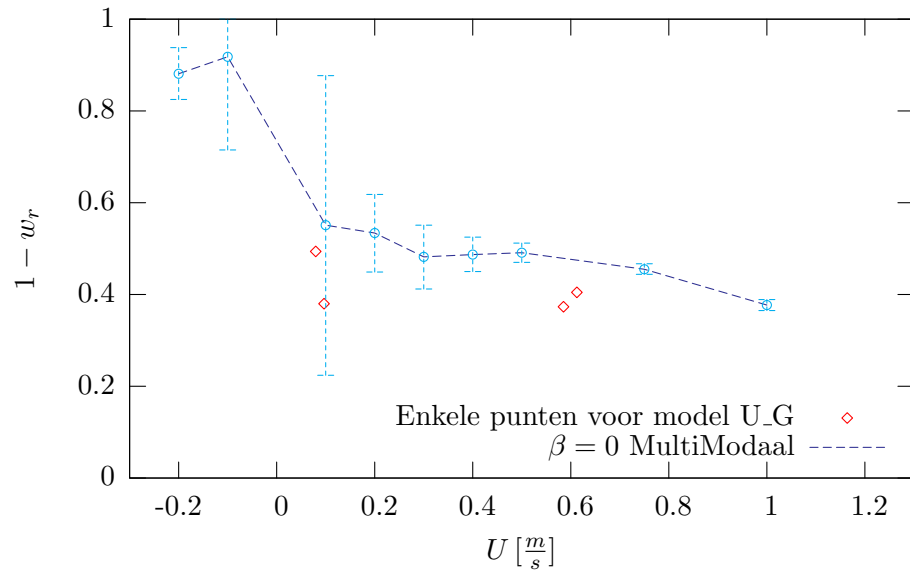
5.4.2 Model U

De meetgegevens van model U-J zijn beperkt in aantal voor propellertoerentallen $n \approx 0$. Hiervan zijn een groot deel metingen met roerhoek $\delta \simeq 0$, waarbij de normaalkracht-opwekking van het roer klein is. Voor het gebruik van regressie-berekeningen voor $(1 - w_r)$ zijn er onvoldoende meetpunten beschikbaar. Om toch een idee te hebben van $(1 - w_r)$ zijn enkele van de beschikbare punten naast de w_r -curve van model D uitgezet in figuur 5.4

w_r is groter voor model U dan voor model D. De plaatsing van de punten is consequent met de waarschijnlijkheidsintervallen voor w_r van model D. Aangezien de snelheid bijna geen invloed heeft op w_r wordt ervoor geopteerd om hier gebruik te maken van een constante. Het gewogen gemiddelde $\frac{\sum(u \times w_r)}{\sum(u)}$ levert een waarde op van $w_r = 3.94 \cdot 10^{-1}$.

Er zijn geen punten beschikbaar met een negatieve snelheid. Er kan dus geen vergelijking gemaakt worden met model D. Voor deze snelheden is het dan ook meer aangewezen om een $w_r = 0$ te nemen. Deze aanname heeft als betekenis bij achteruit varen dat de invloed van de aanwezigheid van de romp op de snelheid van het water aan het roer verwaarloosd wordt. Aangezien deze benadering reeds toegepast werd voor de bepaling van w_p is deze benadering redelijk.

Dit is uiteraard slechts een heel ruwe schatting van w_r en kan dus niet gebruikt worden.



Figuur 5.4: $1 - w_r$ i.f.v. U , vergeleken met waarden van $1 - w_r$ voor model U_J

De resultaten van deze bepaling van de w_r waarden voor alle proeven met model U zijn in bestand [w_r/U_MM/w_r-U_MM.xls :: w_r] opgenomen. De punten waarmee deze gevonden zijn zijn telkens te zien in het bestand [w_r/U_MM/w_r-UX_MM.xls :: data ter bepaling van wr], met X de juiste letter.

Hoofdstuk 6

Aanpassingen aan het Rudderloading Concept

6.1 Rudder Loading Angle

6.1.1 Voorwaarden voor het opstellen van ξ

De parameter ξ wordt opgesteld zodat voldaan is aan een aantal voorwaarden:

- De parameter ξ is eenduidig; verschillende werkingpunten van het schip mogen geen gelijke ξ -hoek hebben. De functie $\xi(U, n)$ moet dus inverteerbaar¹ zijn. Het niet-inverteerbaar zijn van deze functie bemoeilijkt het zoeken naar een model voor de opgewekte krachten in functie van ξ , omdat de fysische oorzaak van deze gemeten krachten verschillend zijn.
- De hoek ξ duidt duidelijk aan in welk werkingkwadrant het schip zich bevindt, dit in tegenstelling tot M.S. Chislett's model waar er niet altijd een eenduidig verband is tussen de het werkingkwadrant en de bekomen hoek. [sectie 4.2 en sectie 6.1.2]

6.1.2 Het gebruik van het toerental.

De parameter ξ werd door M.S. Chislett reeds gedefinieerd als de *arctan* van een verhouding van een maat voor de snelheid van het schip en een maat voor de stuwkracht van het schip. De definitie van M.S. Chislett kan relatief gemakkelijk aangepast worden om overeen te komen met de vier werkingkwadranten van het schip.

1. Met inverteerbaar wordt het volgende bedoeld: als $y = \xi(U, n)$ dan moet uit de combinatie (y, U) of de combinatie (y, n) de waarde van respectievelijk n of U teruggevonden kunnen worden. Als dit niet mogelijk is beeldt ξ verschillende combinaties van (U, n) en dus verschillende stromingsprofielen af op een zelfde waarde. De twee fysisch verschillende toestanden worden dan als dezelfde beschouwd.

$$\xi = \arctan \left(\frac{u_p}{u_s} \right) \quad (6.1)$$

wordt vervangen door

$$\xi = \arctan \left(\frac{u_p}{u_\infty} \right) \quad (6.2)$$

Waarbij $u_\infty = u_s - u_p$. Deze u_∞ wordt gedefinieerd met behulp van de vierkwadrant-modelering zoals deze werd beschreven in het HSV A-model[?] en aangepast werd door ir K. Eloot[?]. In dit laatste artikel werd de snelheid aan het roer in de schroefstraal (u_{rp}) geschreven als volgt:

$$u_{rp} = u_p + \text{sign}(n) \left[\left(k_{pr} - \frac{1}{2} \right) \text{sign}(n) + \frac{1}{2} \right] \left[\sqrt{u_p^2 \left(1 + \text{sign}(n) \frac{8K_T}{\pi J^2} \right)} - \text{sign}(u) u_p \right] \quad (6.3)$$

Om de opstelling van de *rudder loading angle* verder te vereenvoudigen wordt de middelste factor van de tweede term van het rechter lid weggelaten. Deze factor is een maat voor de vorm van de schroefstraal over het roer, een eigenschap die uiteindelijk afhankelijk van de “rudder loading angle” weergegeven moet worden.

Een verdere kleine aanpassing wordt nog doorgevoerd om deling door nul te vermijden als $J = 0$. Deze situatie doet zich onder andere voor bij paaltrek, of als overgang tussen voorwaartse en achterwaartse beweging.

$$J = \frac{u_p}{nD_p} \quad (6.4)$$

$$u_\infty = \text{sign}(n) \left[\sqrt{u_p^2 + \text{sign}(n) \frac{8K_T n^2 D_p^2}{\pi}} - \text{sign}(u) u_p \right] \quad (6.5)$$

6.1.3 Het gebruik van K_T

K_T -krommen worden gebruikt om de stuwkracht van de schroef te bepalen in functie van ϵ , zie ook vergelijking 4.2 pagina 27. Waarbij ϵ als volgt gedefinieerd is:

$$\epsilon = \arctan \left(\frac{(1 - w_p(\epsilon^*, \beta_p))U}{0,7\pi n D_p} \right) \quad (6.6)$$

$$U = \text{sign}(u)\sqrt{u^2 + v^2} \quad (6.7)$$

met w_p de volgstroomcoëfficiënt aan de schroef, bepaald in functie van ϵ^* en β_p .

$$\epsilon^* = \arctan \left(\frac{U}{0,7\pi n D_p} \right) \quad (6.8)$$

$$\beta_p = \arctan \left(-\frac{C_v v + C_r x_p r}{u} \right) \quad (6.9)$$

met C_v en C_r 1 of 0.

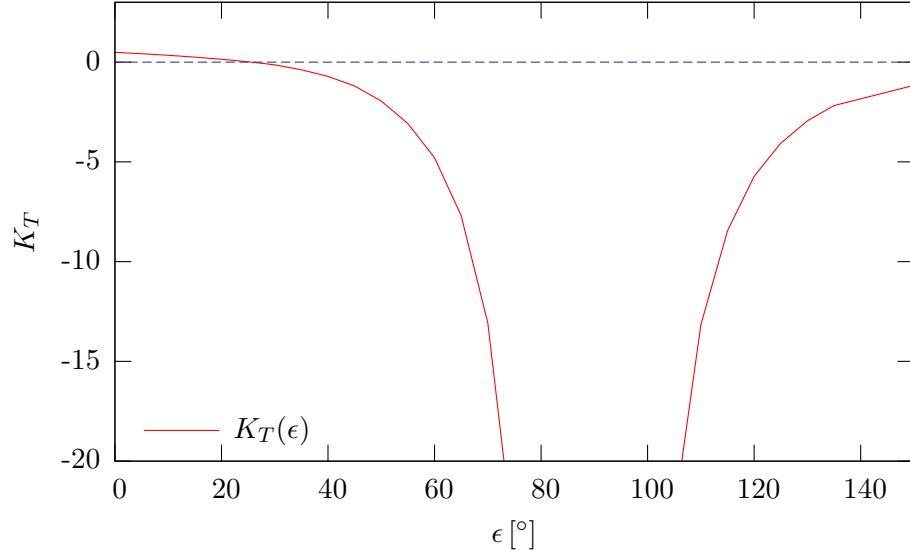
Voor de verdere modellering werd gebruik gemaakt van volgstroomgetallen aan de schroef w_p die uit vroegere proeven verkregen waren. Deze getallen zijn echter enkel beschikbaar voor het eerste kwadrant. Voor kwadranten 3 en 4 kan gesteld worden dat de volgstroomgetallen daar quasi 0 zijn, het schip beweegt immers achterwaarts, met als gevolg dat de propeller niet langs de romp wordt aangestroomd. De romp zorgt dan ook bijna niet voor een verandering van de snelheid van het water.

Ook in kwadrant 2 wordt w_p gelijkgesteld aan 0. Hoewel in dit laatste kwadrant dezelfde redenering niet kan gevoerd worden, kan wel vermeld worden dat de roerkrachten eerder klein en nogal variabel zijn in dit tweede kwadrant.

Verder kan nog geargumenteed worden dat de stuwkracht-coëfficiënt K_T bekomen voor die 3 kwadranten niet de ware stuwkracht weergeeft. De uiteindelijk bekomen waarde voor u_∞ is echter wel een inverteerbare functie van het toerental n , als deze functie ook enkelvoudig is in het eerste kwadrant. M.a.w. als in het eerste kwadrant n kan gebruikt worden om u_∞ te bepalen en uit $u_\infty n$ kan bepaald worden dan is dit ook het geval in de andere drie kwadranten. In dat geval voldoet de noemer in de definitie van ξ alvast aan de vereiste eenduidigheid.

Het verloop van K_T voor de schroef van model D is te zien in figuur 6.1. De negatieve asymptoot bij $\epsilon = 90^\circ$ wordt veroorzaakt door het aanwezig zijn van n^2 in de noemer

van de definitie van K_T [vgl.4.2 p.27] . Want voor $n \rightarrow 0 \frac{1}{s} : \epsilon \rightarrow 90^\circ$.



Figuur 6.1: $K_T(\epsilon)$, voor de schroef van model D.

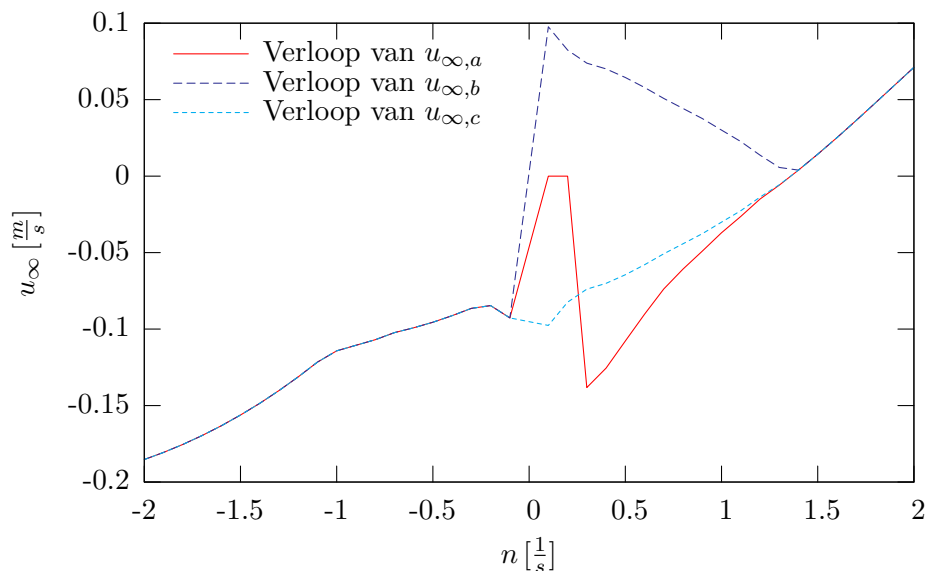
Voor elke stroomsnelheid van het water in de omgeving van de schroef moet deze schroef een minimum toerental hebben om een stuwkracht te leveren. Onder dit minimum toerental levert het water stuwkracht op de bladen van de propeller en wordt de stuwkracht van de schroef negatief. Deze overgang valt ook te zien in de K_T -curve. Ze gaat namelijk door 0 voor het toerental negatief wordt.

Dit geeft een probleem in de formule voor de bepaling van u_∞ . Als $u_p^2 + \text{sign}(n) \frac{8K_T n^2 D_p^2}{\pi} < 0$ dan is de wortel onbepaald. Dit is weergegeven als $u_{\infty,a}$ in figuur 6.2. Door het vervangen van $\text{sign}(n)$ door $\text{sign}(K_T)$ wordt $u_{\infty,b}$ in dezelfde figuur verkregen:

$$u_{\infty,b} = \text{sign}(n) \left[\sqrt{u_p^2 + \text{sign}(K_T) \frac{8K_T n^2 D_p^2}{\pi}} - \text{sign}(u) u_p \right] \quad (6.10)$$

Om zo goed mogelijk de inverteerbaarheid van u_∞ te trachten verwezenlijken is ook een laatste wijziging noodzakelijk, namelijk het vervangen van $\text{sign}(u)$ door $\text{sign}(u_p)$ waardoor $u_{\infty,c}$ bekomen wordt. $u_{\infty,c}$ is eveneens uitgezet in figuur 6.2.

$$u_{\infty,c} = \text{sign}(K_T) \left[\sqrt{u_p^2 + \text{sign}(K_T) \frac{8K_T n^2 D_p^2}{\pi}} - \text{sign}(u_p) u_p \right] \quad (6.11)$$



Figuur 6.2: Verschillende versies van u_∞ . Uitgezet i.f.v n op modelschaal (model D).

Het verloop van figuur 6.2. vertoont nog steeds een kleine knik bij $n \approx 0$. Daar hebben verschillende toerentallen wel hetzelfde beeld. Het betreft echter een relatief gering verschil in u_∞ voor een klein toerentalgebied, zeker als opgemerkt wordt dat dit toerental op modelschaal is weergegeven.

6.1.4 Het gebruik van u

De keuze van de maat voor de snelheid in ξ moet aan dezelfde voorwaarde voldoen als u_∞ . Door Chislett wordt waarschijnlijk u_p , de instroomsnelheid aan de propeller, gebruikt. Deze keuze heeft evenwel als nadeel dat de maat voor de snelheid ook afhankelijk wordt van het toerental van de schroef. De schroef beïnvloedt immers het eigen aanstromingsveld. Een ander effect dat door deze afhankelijkheid teweeg gebracht wordt is een sprong naar een ander kwadrant. Bij lage snelheid in het eerste kwadrant wordt $(1 - w_p)$ immers negatief bij reeds kleine hoeken van ϵ^2 . Bij hogere snelheid gebeurt dit bij grotere waarden van ϵ . Een van de gevolgen van deze teken-omslag is het wisselen van het teken van ξ , hierbij gaat ξ over van het eerste naar het vierde kwadrant. Een zelfde combinatie kan echter ook gemaakt worden met een negatieve U en een positieve $1 - w_p$, twee verschillende werkingpunten geven een zelfde resultaat.

Dit wordt aangetoond in de volgende bewerkingen. Voor gelijke toerentallen n geldt:

2. Dit gebeurt zowel bij model D als bij model U

$$U > 0 \quad U < 0 \quad (6.12)$$

$$(1-w_p) < 0 \quad (1-w_p) = 1 \quad (6.13)$$

voor kleine snelheden van het schip

$$U * (1 - w_p) < 0 \quad U * (1 - w_p) < 0 \quad (6.14)$$

$$\xi_1 = \arctan\left(\frac{U * (1 - w_p)}{\text{noemer}}\right) = \xi_2 = \arctan\left(\frac{U * (1 - w_p)}{\text{noemer}}\right)^3 \quad (6.15)$$

Op dat moment worden twee verschillende situaties geprojecteerd op een zelfde ξ waarde. Dit laatste probleem stelt zich niet bij het gebruik van U_R . Immers:

$$U_R = (1 - w_r)U = \text{sign}(u)(1 - w_r)\sqrt{u^2 + v^2} \quad (6.16)$$

$$u_r = (1 - w_r)u \quad (6.17)$$

waarbij w_r het volgstroomgetal is voor het roer. Deze w_r is afhankelijk van de vorm van het schip en slechts weinig van de snelheid van het schip. w_r is dus quasi constant i.f.v. de snelheid, dit heeft als gevolg dat een stijgende waarde u afgebeeld wordt op een stijgende waarde u_r . Dit geldt eveneens voor U_r . De exacte waarde van deze parameter kan bepaald worden aan de hand van proeven waarvoor het toerental $n = 0$.

6.1.5 Verband tussen de verschillende definities van ξ

De onbruikbaarheid van u_p in de teller van de arctan voor de bepaling van ξ is reeds aangetoond. Er blijven slechts enkele mogelijke modelleringen over waartussen gekozen moet worden. Aangezien de teller slechts van de vorm U of u_r kan zijn en zowel U uit u_r als u_r uit U kan gevonden worden, wordt hier enkel het effect van de noemer onderzocht.

Men kan de toegevoegde snelheid op ∞ , u_∞ nemen. Of de keuze kan gemaakt worden

3. Aangezien de waarden van ϵ hier gelijk zijn is de noemer hier ook gelijk.

voor een door de propeller geïnduceerde snelheid op de schroef. Deze laatste kan op 2 manieren gedefinieerd worden:

$$u_s = u_r + u_\infty \quad (6.18)$$

of

$$u_s = u_p + u_\infty \quad (6.19)$$

$$\xi = \arctan\left(\frac{u_r}{u_\infty}\right)$$

Voor elke snelheid van het schip U staat er een en slechts een u_r . Als voor elke u_∞ een en slechts een toerental staat, dan is deze definitie van ξ bruikbaar. Zoals te zien in figuur 6.2 is behalve bij heel lage toerentallen, tussen $-0.2rps$ en $0.2rps$ op modelschaal, aan deze voorwaarde voldaan. Deze keuze van ξ is aanvaardbaar.

$$\xi = \arctan\left(\frac{u_r}{u_r + cte * u_\infty}\right)$$

Stel dat er 2 verschillende combinaties zijn die een zelfde ξ geven, dan geldt het volgende:

$$\xi^A = \arctan\left(\frac{u_r^A}{u_r^A + cte u_\infty^A}\right) \quad (6.20)$$

$$\xi^B = \arctan\left(\frac{u_r^B}{u_r^B + cte u_\infty^B}\right) \quad (6.21)$$

$$\xi^A = \xi^B \quad (6.22)$$

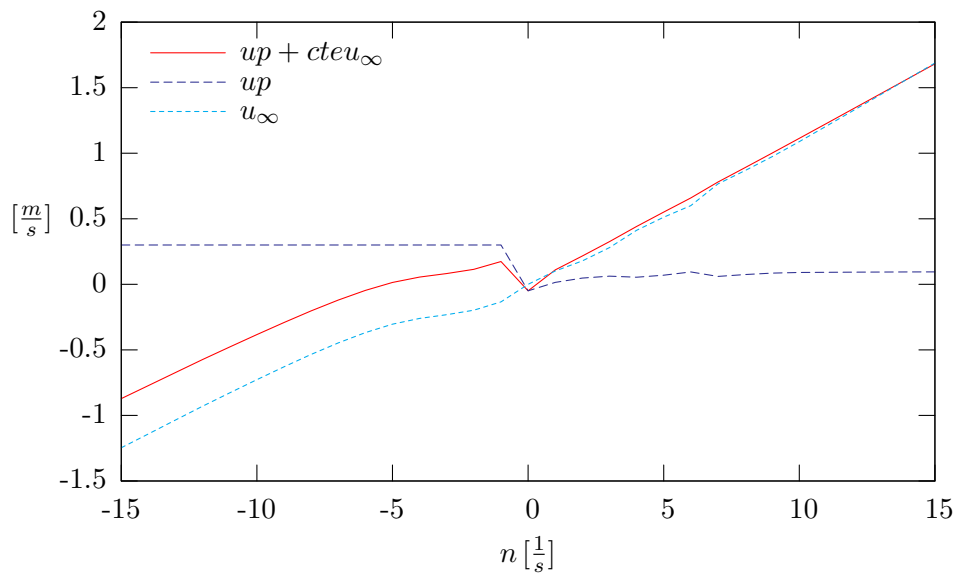
$$\iff u_r^A = u_r^B \& u_r^A + cte u_\infty^A = u_r^B + cte u_\infty^B \quad (6.23)$$

$$\Longleftrightarrow u_r^A = u_r^B \ \& \ u_\infty^A = u_\infty^B \quad (6.24)$$

Er bestaan dus geen twee combinaties van u_r en u_∞ waarvoor ξ gelijk is. Dit model is dus ook bruikbaar.

$$\xi = \arctan\left(\frac{u_r}{u_p + cte * u_\infty}\right)$$

In figuur 6.3 is te zien dat rond het nulpunt maar bij relatief hoge snelheden van het schip de noemer dezelfde waarden kan aannemen. Deze sprong is te wijten aan de keuze van $(1 - w_p) = 1$ voor dit tweede kwadrant. Indien de werkelijke waarden van w_p beschikbaar zijn, zou uit de figuur blijken dat ook hier een sprong in de waarde van w_p optreedt. Als gevolg hiervan voldoet deze noemer niet.



Figuur 6.3: Het verloop van u_p , u_∞ en $u_p + cteu_\infty$, in functie van n voor de schroef van model D (alle maten op modelschaal).

6.1.6 De nieuwe definitie van ξ

Uiteindelijk is ξ gemodelleerd als volgt:

$$\xi = \arctan\left(\frac{U_R}{u_\infty}\right) = \arctan\left(\frac{(1 - w_r)U}{\text{sign}(K_T) \left[\sqrt{u_p^2 + \text{sign}(K_T) \frac{8K_T n^2 D_p^2}{\pi}} - \text{sign}(u_p)u_p \right]}\right) \quad (6.25)$$

De *arctan*-functie is de speciale arcustangens-functie die de volledige cirkel bestrijkt. Hierbij geldt: $\xi] - \infty, \infty[\xrightarrow{2}] - 180^\circ, 180^\circ]$. De functie $\xi(U_R, u_\infty)$ voldoet verder aan de voorwaarden in tabel 4.1.

De laatste aanpassing die wordt doorgevoerd is het spreiden van de ξ -waarden. De noemer wordt gedeeld door twee. Dit brengt geen wezenlijke verschillen mee, behalve dan dat in de tabel de hoeken die van de vorm $45^\circ + k \times 90^\circ$ zijn, aangeven waar het snelheidsverschil veroorzaakt door de schroef aan de schroef gelijk is aan de snelheid van het water.

$$\xi = \arctan\left(\frac{U_R}{\frac{1}{2}u_\infty}\right) \quad (6.26)$$

6.2 Dimensieloos maken van de roerkrachten

6.2.1 Gebruik van de snelheid

Over het algemeen bestaan de modelleringen van de roerkrachten uit een som van de kracht opgewekt door de stroming binnen en buiten de schroefstraal. Zoals bijvoorbeeld in vergelijking 3.27 op pagina 17.

$$F = F_r + F_s = C_F \frac{1}{2} \rho \frac{[(A_R - A_{RP})u_r^2 + A_{RP}u_s^2]}{A_R} A_R \quad (6.27)$$

Deze berekening is geldig voor het eerste kwadrant. In het tweede en het vierde kwadrant echter moet nog een teken geplaatst worden bij de respectievelijke krachten. In het derde kwadrant slaan beide tekens om.

$$F = C_F \frac{1}{2} \rho [-(A_R - A_{RP})u_r^2 + A_{RP}u_s^2] \quad \text{in het vierde kwadrant} \quad (6.28)$$

$$F = C_F \frac{1}{2} \rho [(A_R - A_{RP})u_r^2 - A_{RP}u_s^2] \quad \text{in het tweede kwadrant} \quad (6.29)$$

$$F = C_F \frac{1}{2} \rho [-(A_R - A_{RP})u_r^2 - A_{RP}u_s^2] \quad \text{in het tweede kwadrant} \quad (6.30)$$

De gemiddelde snelheid over het roer c kan dan als volgt gedefinieerd worden:

$$c = \text{sign}(q) \sqrt{(A_R - A_{RP})u_r^2 + A_{RP}u_s^2} \quad (6.31)$$

Waarbij q positief is in het eerste kwadrant en negatief in het derde kwadrant. In kwadrant 2 en 4 hangt het teken van c af van de grootte van u_r en u_s en de oppervlakte die ze bestrijken.

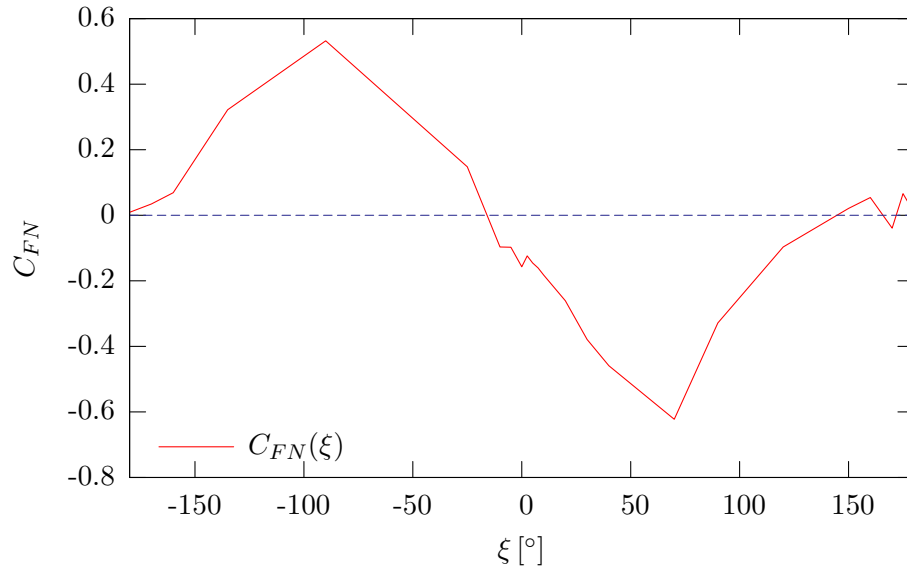
$$q = (A_R - A_{RP}) \text{sign}(u_r)u_r^2 + A_{RP} \text{sign}(u_s)u_s^2 \quad (6.32)$$

Als gevolg hiervan is er een combinatie van u_r en u_s waarvoor $c = 0$ in het tweede en vierde kwadrant. Hierdoor ontstaat er een asymptoot in $C_F(\xi)$ voor die nulpunten. Zoals reeds eerder vermeld veroorzaken deze pieken een grote fout bij het bepalen van krachten rond deze nulsnelheid, als de piek van de asymptoot niet perfect overeenkomt met het nulpunt van de gemiddelde snelheid. Een relatief kleine fout op de snelheid wordt dan sterk uitvergroot door de grote waarde van $C_F(\xi)$.

6.2.2 Introductie van de “rudder loading amplitude”

Een eerste vereenvoudiging, bekomen door het gebruik van het “rudder loading concept” en de “rudder loading angle” ξ , is het vervallen van de noodzaak om bij de opstelling van c^2 nog te vermenigvuldigen met een teken om de juiste zin van de kracht weer te geven. Hoewel het niet strikt noodzakelijk was dat de gemiddelde snelheid in het MMG model of het HSVA model een verschillend teken had in het eerste of in het derde kwadrant, was het wel noodzakelijk om die gemiddelde snelheid nul te laten zijn op de punten in kwadrant 2 en 4, waar de kracht die het roer opwekt nul is.

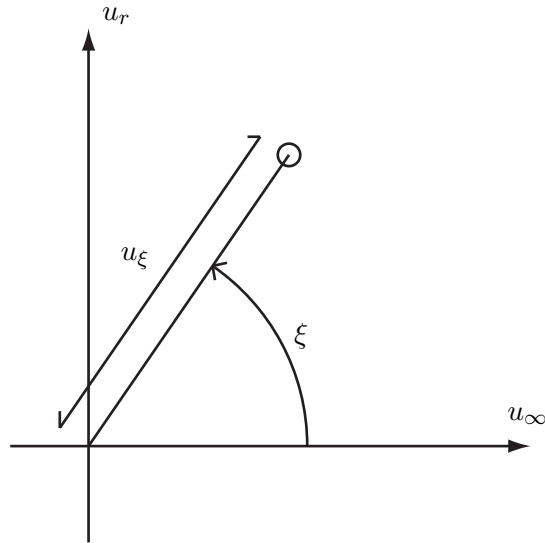
Aangezien ξ alle combinaties van de stromen aan het achterschip weergeeft kan het teken en de grootte van de kracht opgenomen worden in de krachtscoëfficiënt C_F . Dit wordt weergegeven in figuur 6.4



Figuur 6.4: $C_{FN}(\xi)$ voor een roerhoek $\delta = -11^\circ$ voor model D_MM

Het vervatten van het teken en de grootte van de kracht in de krachtscoëfficiënt opent de deur naar het afschaffen van de gemiddelde snelheid als maat voor de opgewekte kracht. De problemen in het tweede en vierde kwadrant met de pieken in C_F waarden kunnen vermeden worden door de introductie van de “rudder loading amplitude” u_ξ . Deze u_ξ wordt gedefinieerd als een maat voor de afstand tussen de oorsprong en een werkpunt in het u_r - u_∞ -vlak. Dit is weergegeven in figuur 6.5. Hoewel dit concept een kunstgreep is, lost het toch het probleem op bij de overgang naar tegengestelde krachtzin in kwadrant twee en vier.

Met enige goede wil kan voor de “rudder loading amplitude” een fysische interpretatie gevonden worden. De gemiddelde snelheid aan het roer van een schip met snelheid en toerental nul, is nul, de opgewekte krachten door het roer zijn dan ook nul. Deze zelfde gemiddelde snelheid kan ook bekomen worden als het schip achteruit vaart en vooruit stuwkracht levert. De hierbij bekomen roerkracht is eveneens nul, de fysische situatie aan het roer is echter volledig anders. Er zijn twee stromen met tegengestelde zin die elkaar kruisen, de kinetische energie van het water in deze situatie is dus allerm minst nul. De rudder loading amplitude kan zo gezien worden als maat voor de kinetische energie aanwezig in “de twee stromen” in de omgeving van het roer. Hierbij moet evenwel benadrukt worden dat deze fysische betekenis niet te letterlijk mag genomen worden, de kinetische energie is immers niet gelijk aan $\frac{1}{2}mu_\xi^2$. De massa van het water

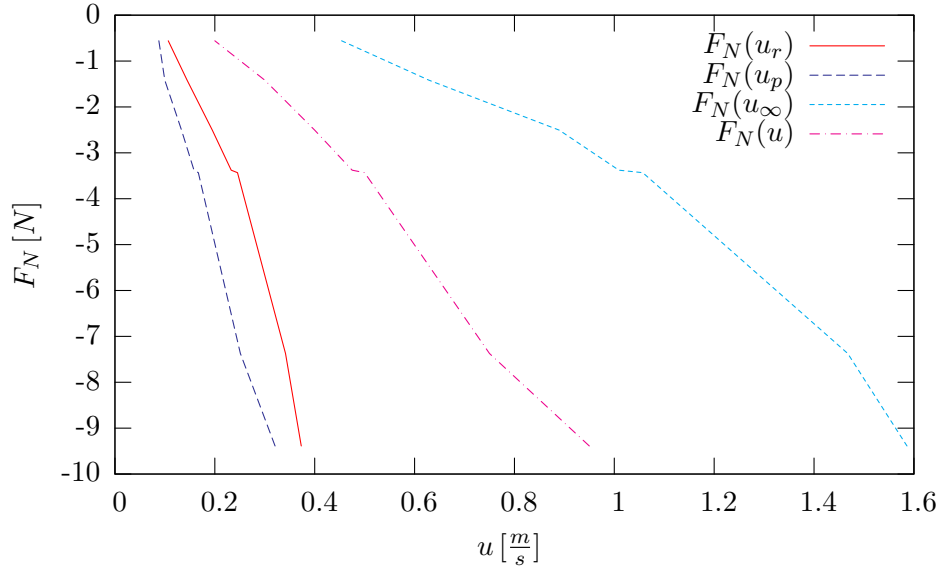
Figuur 6.5: u_ξ de “Rudder loading amplitude”

in de schroefstraal is immers niet noodzakelijk gelijk aan de massa van het water in de zogstroom van het schip. Een maat voor de beweging van het water aan het roer is dus misschien een betere beschrijving.

6.2.3 Aanpassen van de “rudder loading amplitude”

Hoewel de rudder loading amplitude reeds gedefinieerd is is het interessant om de mogelijke definitiëringen van deze rudder loading amplitude iets grondiger te bestuderen. Meetpunten met een bepaalde rudder loading angle ξ hebben immers in principe een ∞ aantal mogelijke snelheden van het schip u met het daaraan gekoppelde snelheidsverschil aan de schroef $\frac{1}{2}u_\infty$. De vraag hierbij is welke vorm de rudder loading amplitude moet krijgen om de opgewekte kracht het beste voor te stellen.

Om een idee te krijgen van de invloed van de verschillende snelheden aan het roer op de normaalkracht op het roer, wordt het verband tussen deze snelheden en de kracht bij een vaste rudder loading angle en een vaste roerhoek bestudeerd. Daar de normaalkracht opgewekt wordt door een drukverschil, moet de kracht evenredig zijn met het kwadraat van de snelheid waarmee het verband gezocht wordt. In figuur 6.6 wordt de kracht bij $\xi = 25^\circ$ en $\delta = 38^\circ$ in functie van de snelheden weergegeven. De keuze van dit punt is zo dat een minimum aan interpolatie nodig was om deze krachten uit te zetten, waarbij er toch nog voldoende punten beschikbaar zijn om een verband te kunnen onderscheiden. Verder is dit punt representatief voor de punten in zijn omgeving.

Figuur 6.6: F_N bij $\xi = 25^\circ$ en $\delta = 38^\circ$

In de figuur zijn er slechts 2 lijnen die te zien zijn als parabolen, namelijk $F_N(u_r)$ en $F_N(u_\infty)$. Dit is tegen de verwachting, immers u_r is afhankelijk van u , waarbij de factor $(1 - w_r)$ quasi constant moet zijn in functie van de snelheid. Vermoedelijk ligt de oorzaak hiervan bij de aard van de proeven waarbij deze meetpunten vergaard zijn. Deze proeven zijn *multimodaal*, hierbij worden een aantal parameters variërend genomen, en de andere parameters vast.. Deze variërende parameters wordt dan harmonisch geoscilleerd. De proeven die hier gebruikt worden zijn multimodaal met harmonisch variërende roerhoek. De roerhoek wordt echter zo snel gevarieerd dat hierdoor allerlei neveneffecten ontstaan aan dit roer.⁴ Naarmate de snelheid van de proef groter is, zijn deze effecten gemakkelijker weg te werken.

Een deel van de compensatie voor deze effecten zit in de berekening van het volgstroomgetal. Aangezien de krachten gekoppeld werden aan de vrije vaart karakteristiek van het roer en de snelheid van het schip, zit het effect van deze roerbeweging vervat in de volgstroomcoëfficiënt.

6.2.4 u_ξ voor het volledige domein

Om echter een goed idee te krijgen van de verschillende combinaties voor de rudderloading amplitude moet deze rudder loading amplitude voor het volledige domein van ξ tegelijk onderzocht worden. Een definitie die in het eerste kwadrant een goed resultaat

4. Zie ook paragraaf 5.3.

heeft kan immers een heel slecht resultaat hebben in een ander kwadrant.

Om een goed idee te hebben van het potentieel van een definitie van u_ξ wordt voor enkele definities van u_ξ de verhouding $\frac{F_N}{u_\xi^2}$ uitgezet in functie van ξ . Deze figuren bevatten veel informatie i.v.m. de bruikbaarheid van de definitie van u_ξ . Hoe meer de uitgezette punten een “lijn”-vorm aannemen, hoe bruikbaarder de definitie is. Als punten met een zelfde ξ maar met een verschillende snelheid u_r en dus andere rudder loading amplitude u_ξ op hetzelfde punt afgebeeld worden, dan kan de afbeelding immers gebruikt worden als de dimensieloze kracht.

Naast enkele combinaties van u_r en u_∞ worden hier ook enkele andere combinaties getest. Telkens wordt de verhouding van de normaalkracht met die rudder loading amplitude in het kwadraat uitgezet in functie van ξ . Deze krachtcoëfficiënt is telkens bepaald voor een roerhoek $\delta = 36^\circ$, met de meetgegevens vergaard in de multimodale proeven met model D met $\beta = 0^\circ$.

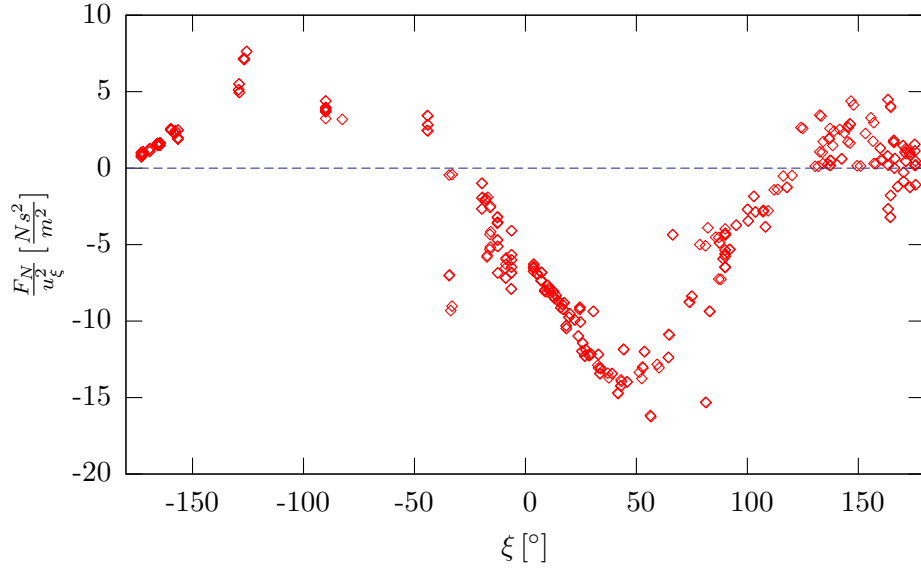
Combinatie 1

De nieuwe definitie van de rudderloading amplitude. Figuur 6.7.

$$u_\xi = u_r^2 + \frac{u_\infty^2}{4} \quad (6.33)$$

Algemeen geeft de bekomen figuur een duidelijk beeld van het verloop van de roerkracht met ξ . Bij -180° is de kracht klein. Het schip heeft geen snelheid en de schroef moet water over het roer “trekken” de aanstroming is dus heel zwak. Met de stijgende ξ stijgt de kracht tot aan de piek bij ongeveer -135° . Hier zijn u_r en $\frac{u_\infty}{2}$ gelijk. De kracht daalt nu verder naar -90° toe door het verminderen van de aanstroming door de schroef. In het tweede kwadrant gaat de kracht door nul waar de bijdrage van de scheepssnelheid en de bijdrage van de schroef elkaar opheffen.

Tegen 0° wordt het roer enkel door de schroef aangestroomd, waarna de kracht in stijgende lijn gaat door de aanstroming van het schip. In het evenwichtspunt voor u_r en $\frac{u_\infty}{2}$ aan ongeveer 45° bereikt de kracht een maximum waarna de kracht opnieuw daalt. Bij 90° is de krachtcoëfficiënt gelijk aan deze van de vrije vaart. Voorbij 90° zal de kracht nog even zijn dalende lijn verderzetten alvorens ze onvoorspelbaar wordt. Dit onvoorspelbaar worden wordt veroorzaakt door de schroef die het water terug “zuigt”



Figuur 6.7: $\frac{F_N(\xi)}{u_\xi^2}$, combinatie 1

van op de schroef. De turbulentie die hierdoor veroorzaakt wordt laat de krachten hier variëren.

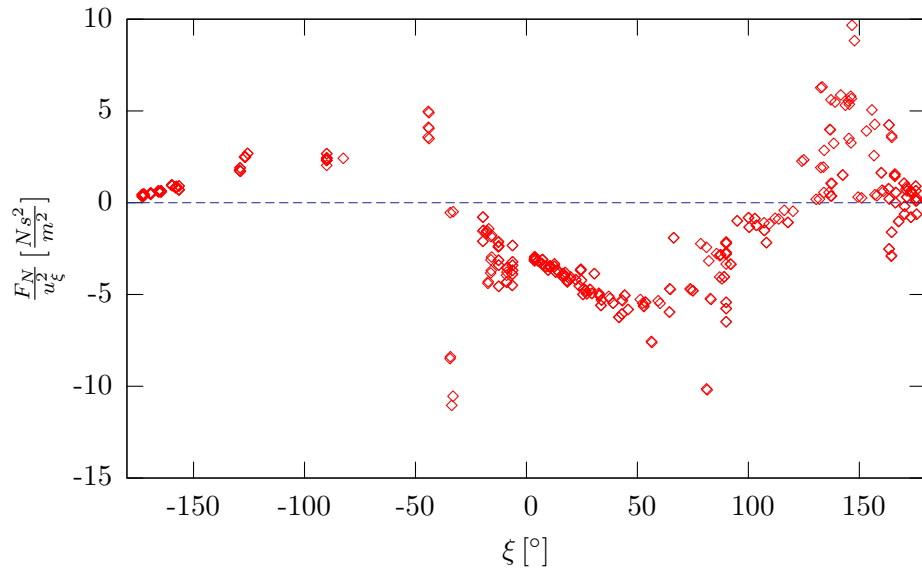
Het verloop van $\frac{F_N(\xi)}{u_\xi^2}$ ligt relatief goed, met een spreiding van de punten aan de overgang in het vierde kwadrant bij -45° en een spreiding van de punten in het tweede kwadrant tussen 135° en 180° .

Combinatie 2

Deze combinatie is een ruwe vorm van de gemiddelde snelheid in het eerste kwadrant. De tweede term is gemiddelde snelheid in de schroefstraal. Hoewel deze constante hier 1 genomen is, mag aangenomen worden dat dezelfde vorm zou waargenomen worden bij een andere constante in de buurt van 1 zoals bijvoorbeeld K_M . Figuur 6.8.

$$u_\xi = u_r^2 + (u_p + cte \times u_\infty)^2 \quad (6.34)$$

In vergelijking met combinatie 1 is de piek in het vierde kwadrant een stuk groter. Verder is ook in het tweede kwadrant de chaos groter geworden. Belangrijker is nog de toename van de spreiding van de punten in het eerste kwadrant. Tussen 45° en 90° is de spreiding veel toegenomen. Dit komt doordat u_p ervoor zorgt dat de term die



Figuur 6.8: $\frac{F_N(\xi)}{u_\xi^2}$, combinatie 2

de grootte van de schroefstraalstroom aanduidt niet nul wordt in deze definitie. Deze definitie van u_ξ zal dus niet zo geschikt zijn voor het bepalen van een krachtcoëfficiënt.

Combinatie 3

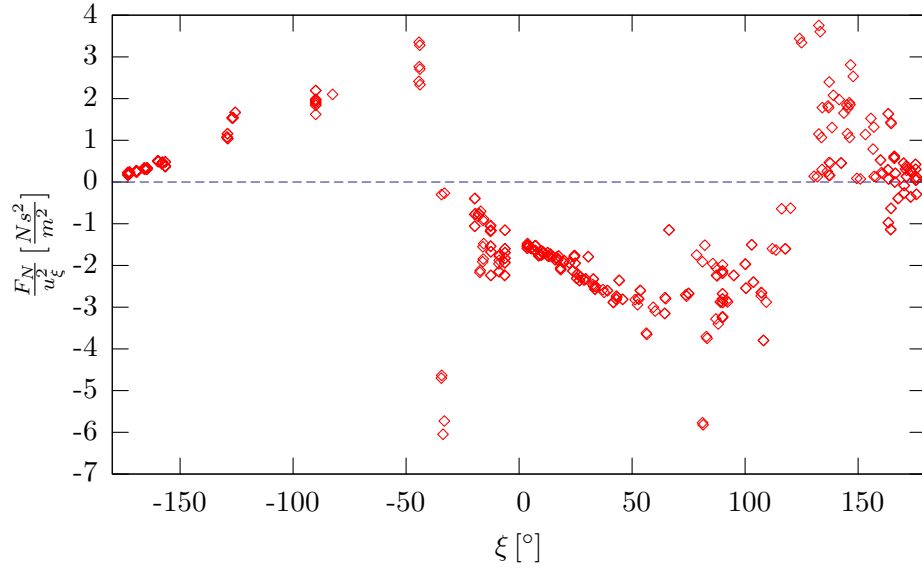
Deze vorm is analoog aan de voorgaande waarbij de gemiddelde snelheid in de schroefstraal nu samengesteld is uit u_r en u_∞ i.p.v. u_p en u_∞ . Figuur 6.9.

$$u_\xi = u_r^2 + (u_r + cte \times u_\infty)^2 \quad (6.35)$$

Ook hier stellen de problemen zich zoals in combinatie 2. Deze combinatie zal dus vermoedelijk ook geen goede resultaten geven.

Combinatie 4

Combinatie 2 & 3 geven een minder goed resultaat dan combinatie 1. Hieronder volgt de figuur met het gewogen gemiddelde zoals M.S. Chislett vermoedelijk gebruikt heeft in zijn opstelling van het rudder loading concept. Figuur 6.10. De oppervlakte A_{RP} is door middel van continuïteit berekend. K_M wordt zoals in [?] gelijk genomen aan 0.94.



Figuur 6.9: $\frac{F_N(\xi)}{u_\xi^2}$, combinatie 3

$$\frac{A_R - A_{RP}}{A_R} u_r^2 + \frac{A_{RP}}{A_R} (u_r + K_M u_\infty)^2 \quad (6.36)$$

waarbij het volgende verband gegeven wordt door continuïteit.

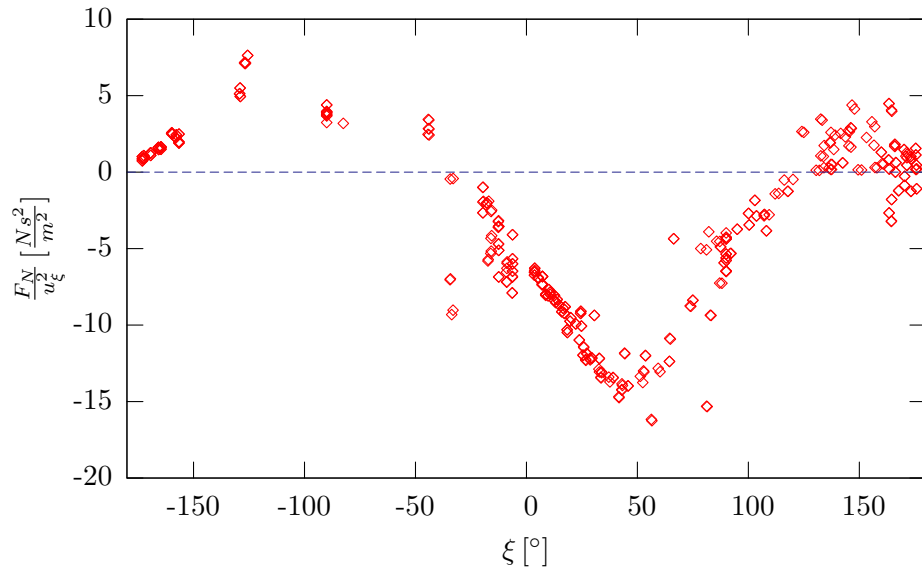
$$\frac{A_{RP}}{A_R} = \frac{D_{RP}}{b} = \frac{D_P}{b} \sqrt{\frac{u_r + \frac{u_\infty}{2}}{u_r + K_M u_\infty}} \quad (6.37)$$

met b de hoogte van het roer.

Deze modellering induceert nog enkele extra storingen in het eerste kwadrant tegen 90° maar is wel het verder onderzoeken waard.

Combinatie 5

Deze combinatie combineert het voordeel van de eerste definiëring met een weging op de krachten geïnduceerd door de schroef. Op die manier zou de krachtcoëfficiënt bij $\xi = 0^\circ$ gelijk moeten zijn aan deze bepaald voor de situatie bij paaltrek. De oppervlakte A_{RP} is eveneens bepaald m.b.v continuïteit, maar is berekend in de situatie van paaltrek waardoor deze vast is. Figuur 6.11.



Figuur 6.10: $\frac{F_N(\xi)}{u_\infty^2}$, combinatie 4

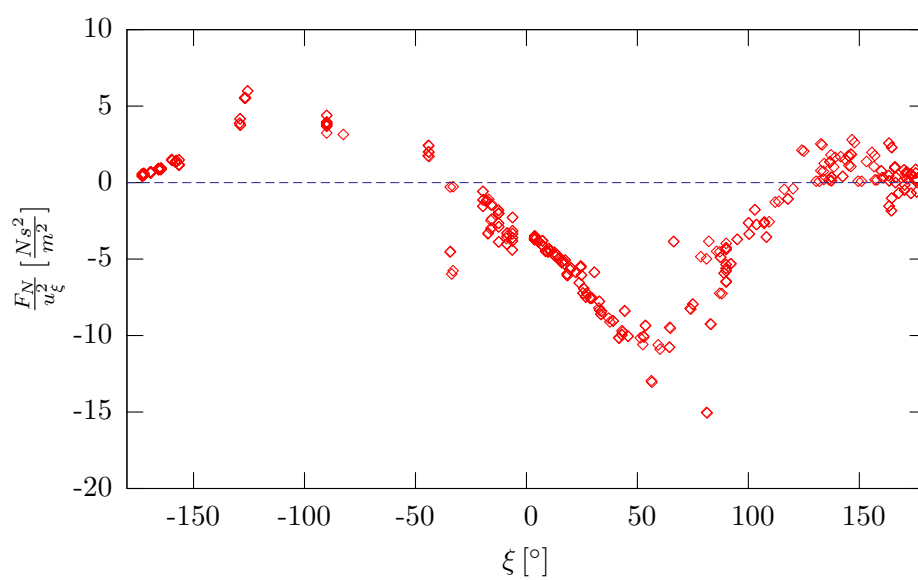
$$u_r^2 + \frac{A_{RP}}{A_R} (K_M u_\infty)^2 \quad (6.38)$$

$$\frac{A_{RP}}{A_R} = \frac{D_{RP}}{b} = \frac{D_P}{b} \sqrt{\frac{u_p + \frac{u_\infty}{2}}{u_r + K_M u_\infty}} \quad (6.39)$$

$$= \frac{D_P}{b} \sqrt{\frac{\frac{u_\infty}{2}}{K_M u_\infty}} = \frac{D_P}{b} \sqrt{\frac{1}{2K_M}} \quad (6.40)$$

Deze combinatie geeft eveneens een mooi beeld en is dus ook het verder onderzoeken waard.

In het bestand [C_F(xi)/Model D/experimenten/experiment_D_MM.xls] staat de bron van deze figuren.



Figuur 6.11: $\frac{F_N(\xi)}{u_\xi^2}$, combinatie 5

Hoofdstuk 7

Berekening van de krachtcoëfficiënt

Om verschillende redenen was het noodzakelijk om het rudder loading concept te herwerken. De figuren voor de verschillende definities van u_ξ geven reeds een goed beeld van de krachtcoëfficiënt die hierbij opgewekt wordt. Om bruikbaar te zijn moeten deze definities echter omgezet worden in tabellen die de krachtcoëfficiënt weergeven in functie van de rudder loading angle en de roerhoek. Daarna moet voor elke definitie van u_ξ de nauwkeurigheid gecontroleerd worden. De stappen nodig voor deze berekeningen en hun resultaten worden hier uiteengezet.

7.1 Berekeningsmethode

Om de krachtcoëfficiënt te berekenen wordt opnieuw gebruik gemaakt van het programma *ODRPACK*. De broncode van de subroutine gebruikt voor de bepaling van de krachtcoëfficiënt is bijgevoegd in appendix A

7.1.1 De keuze van de brongegevens

De eerste stap in de bepaling van de krachtcoëfficiënt is de keuze van de brongegevens. Zowel voor model D als voor model U zijn resultaten van sleeptankproeven beschikbaar. De metingen vergaard met behulp van stationaire proeven bevatten steeds veel minder punten dan de metingen vergaard met behulp van de multimodale proeven. De resultaten voor de multimodale proeven zijn ook steeds beschikbaar voor alle kwadranten, wat voor het testen van het rudder loading concept zeker een vereiste is. Om deze redenen wordt ervoor geopteerd om de meetgegevens van de multimodale proeven te

gebruiken als basis voor de berekeningen van de krachtcoëfficiënt en geen bepaling te doen van de krachtcoëfficiënten voor de stationaire proeven.

Voor deze multimodale proeven van model D zijn echter weinig bruikbare gegevens beschikbaar voor proeven met $\beta \neq 0^\circ$. Meestal zijn deze gegevens slechts beschikbaar voor een aantal punten in een kwadrant, waarbij niet voor alle kwadranten gegevens beschikbaar zijn met $\beta \neq 0^\circ$. Er wordt dan ook geopteerd om enkel de gegevens te gebruiken waar $\beta = 0^\circ$. De resultaten van de multimodale proeven met model U bevatten slechts weinig punten per β . Dit in tegenstelling tot model D waarvoor heel veel punten voor $\beta = 0$ beschikbaar zijn. De verdere bespreking is dan ook gebaseerd op de gegevens van de multimodale proeven met variërende roerhoek voor model D met $\beta = 0$.

7.1.2 Voorbereidende berekeningen

Roerhoeken

Aangezien de meetgegevens verzameld werden met behulp van multimodale proeven met variërende roerhoek moeten de roerhoeken eerst uitgemiddeld worden om de hysteresisch te elimineren. Hiervoor werd voor elke grootte het gemiddelde genomen van de twee hoeken die het dichtst bij elkaar lagen, ervoor zorg dragend dat deze uitmiddelling slechts gebeurde met meetpunten van een zelfde proef. De uitmiddelling van deze roerhoeken is echter niet 100% noodzakelijk. De uitmiddeling wordt namelijk automatisch uitgevoerd in de regressie.

Waar deze uitmiddeling wel nuttig is, is tijdens het uitzetten van de punten in de figuren 6.7 t.e.m. 6.11. Op die manier beïnvloeden de afwijkingen van de krachten ten gevolge van de hysteresisch de interpretatie niet van de figuren. Voor die figuren is de het dan ook zo dat de hysteresisch geëlimineerd is.

Een ander veel groter probleem stelt zich met de waarden van de roerhoeken. Om een krachtcoëfficiënt voor een bepaalde hoek te bepalen moeten er meetgegevens beschikbaar zijn met deze roerhoek. Bij de in deze thesis gebruikte proeven is dit echter niet het geval. De meetpunten zijn steeds genomen met een regelmatige tussentijd, waarvan de periode van de beweging van het roer echter niet precies een veelvoud is. De beschikbare meetpunten zijn dan ook bij onregelmatige roerhoeken.

Een eerste poging om dit op te lossen door de krachtcoëfficiënt tegelijk te bepalen in functie van ξ en δ liep op niets uit. Deze berekeningsmethode ligt niet binnen de mogelijkheden van *ODRPACK*.

Dit heeft tot gevolg dat volgens de zelfde methode als M.S. Chislett gewerkt moet worden. Voor elke roerhoek moet een krachtcoëfficiënt afhankelijk van ξ bepaald worden. Hiervoor moeten er echter wel gegevens beschikbaar zijn voor vaste roerhoeken, wat niet het geval is bij de multimodale proeven. Om toch gebruik te kunnen maken van de multimodaal proeven is er lineair geïnterpoleerd tussen opeenvolgende hoeken om reeksen te bekomen met constante hoek. De bijbehorende waarden van de andere grootheden zijn eveneens lineair geïnterpoleerd.

Om de fout door deze laatste interpolatie zo gering mogelijk te laten zijn is er geopteerd om de keuze voor de reeks van hoeken, waarvoor de krachtcoëfficiënt bepaald werd, te laten afhangen van de aanwezige meetpunten, waarvoor telkens de keuze viel op de hoek-waarden waar zich telkens een cluster van meetpunten rond bevond. Immers hoe dichter het geïnterpoleerd punt ligt bij een meetpunt, hoe kleiner de interpolatiefout op dit punt is. Dit geeft een wat bizarre lijst voor de gebruikte roerhoeken. Tabel C.1 op pagina 98.

Berekening van de verschillende parameters

Om de berekening van de krachtcoëfficiënt uit te kunnen voeren moeten uiteraard de rudder loading angle en amplitude beschikbaar zijn. Daarvoor moeten een aantal berekeningen uitgevoerd worden. De twee parameters nodig zijn u_ξ en ξ .

Uit vergelijking 6.26 op blz. 51 blijkt dat voor de bepaling van ξ U_R en u_∞ nodig zijn. U_R is bij $\beta = 0$ gelijk aan u_r en wordt dus bekomen uit de in deel 5.4 bekomen volgstroomgetallen en de snelheid van het model.

De bepaling van u_∞ is iets moeilijker: deze wordt berekend met vergelijking 6.11. Voor deze berekening zijn de volgende parameters nodig: K_T , u_p , n en D_p .

n is onder twee vormen beschikbaar in de meetgegevens, het toerental waarop de motor ingesteld is, en het toerental gemeten door de toerenteller. Er wordt geopteerd om het toerental gemeten met de toerenteller te gebruiken.

D_p is een parameter afhankelijk van het model.

Om K_T te bepalen wordt gebruik gemaakt van de karakteristiek van de schroef van het model. K_T wordt daarbij in een tabel opgezocht in functie van ϵ , waarbij indien nodig geïnterpoleerd wordt tussen de twee naburige waarden van ϵ .

u_p wordt bepaald met behulp van de snelheid u en de volgstroomcoëfficiënt aan het roer w_p .

De volgstroomcoëfficiënt w_p wordt geïnterpoleerd tussen de 4 naburige waarden in de tweedimensionale tabel waarin w_p weergegeven staat in functie van ϵ^* en β

ϵ^* wordt berekend met behulp van formule 6.8, en is dus in dit geval afhankelijk van u , n en D_p . ϵ wordt bepaald met formule 6.6, waarvoor w_p , u , n en D_p vereist zijn.

De berekening van de verschillende parameters is per kwadrant uitgevoerd en is beschikbaar in

- [C.F(xi)/Model D/q1/q1_per_deltaA_D_MM.xls] en [C.F(xi)/Model D/q1/q1_per_deltaB_D_MM.xls]
- [C.F(xi)/Model D/q2/q2_per_deltaA_D_MM.xls] en [C.F(xi)/Model D/q2/q2_per_deltaB_D_MM.xls]
- [C.F(xi)/Model D/q3/q3_per_deltaA_D_MM.xls] en [C.F(xi)/Model D/q3/q3_per_deltaB_D_MM.xls],
- [C.F(xi)/Model D/q4/q4_per_deltaA_D_MM.xls] en [C.F(xi)/Model D/q4/q4_per_deltaB_D_MM.xls],

Waarna deze gesplitst worden per hoek, voor het volledige bereik van ξ in [C.F(xi)/Model D/q0/q0-d α _D_MM.xls] met α de roerhoek.

ξ -hoeken

Als laatste punt in de pre-processing moet de keuze van de ξ -hoeken vermeld worden. Om een goed verloop van de uiteindelijke krachtcoëfficiënt te bekomen moet ervoor gezorgd worden dat in de buurt van elke gekozen ξ_i een voldoende groot aantal meetpunten aanwezig is. Is dit niet het geval dan kan het zijn dat de meetpunten van een punt ξ_{i+1} de waarde van de krachtcoëfficiënt voor ξ_i gaan beïnvloeden. Een slechte keuze van de de hoeken ξ kan dus leiden tot een onbruikbare krachtcoëfficiënt curve. Tabel C.2 op pagina 98.

De keuze van deze ξ -hoeken en de roerhoeken is terug te vinden in bestand [C.F(xi)/Model D/keuze hoeken/Keuze_hoeken_D_MM.xls]

7.1.3 Nabewerking van de resultaten

Hoewel veel zorg gestoken wordt in het kiezen van de juiste ξ waarden, ontbreken hier en daar meetpunten. Het ontbreken van meetgegevens heeft tot gevolg dat de krachtcoëfficiëntcurve in de buurt van die punten niet bepaald kan worden, of heel bizarre waarden aanneemt.

Deze waarden worden manueel uitgezocht en lineair geïnterpoleerd met de omliggende punten van de andere curven.

7.1.4 Vergelijking van de resultaten

De in de vorige sectie besproken methode voor het bepalen van de krachtcoëfficiënt is toegepast op de normaalkracht op het roer. Om de resultaten te toetsen aan de realiteit worden met behulp van de nieuw bekomen normaalkrachtcoëfficiënten de berekende waarden van de normaalkracht voor elk meetpunt uitgezet in functie van de gemeten waarde. Als de hierbij bekomen figuur de eerste diagonaal volgt, dan is deze correct. Hoe dichter de punten bij de diagonaal liggen hoe nauwkeuriger de resultaten zijn.

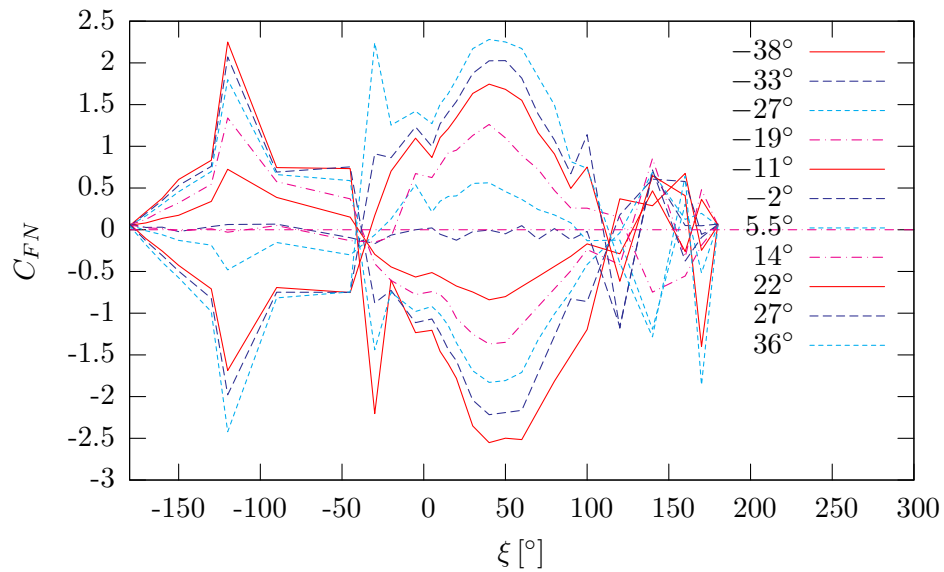
Gezien het lineaire karakter van deze grafieken kan de nauwkeurigheid van elk kwadrant gevat worden in een R^2 waarde. Hoe dichter deze waarde bij 1 nadert hoe nauwkeuriger de gebruikte modellering is voor de voorspelling van de roerkrachten.

De eerste modellering is dezelfde als de eerste combinatie in de vorige sectie:

$$u_{\xi}^2 = u_r^2 + \frac{u_{\infty}^2}{4}$$

De hierbij bekomen $C_{FN}(\xi)$ wordt weergegeven in figuur 7.1

Het is logisch dat eerst de methode getoetst wordt op de beperkte set van meetgegevens waaruit ze gemaakt werd, deze beperkte set is immers geconstrueerd met behulp van interpolatie uit de volledige reeks van gegevens. Voor deze reeks zal ze dan ook correcter zijn.

Figuur 7.1: $C_{FN}(\xi)$

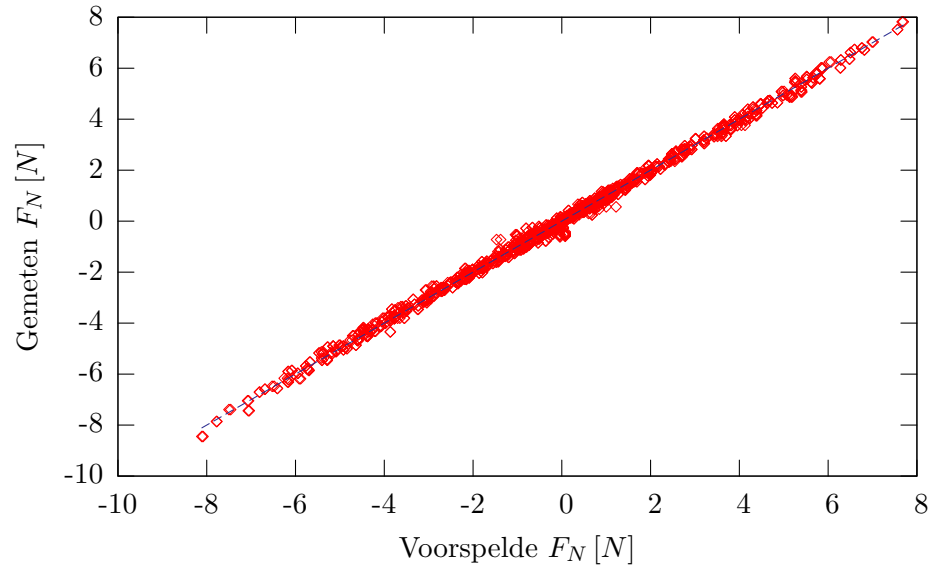
7.1.5 Controle met beperkte gegevens

In elke figuur is een diagonaal aangebracht die het perfecte verloop weergeeft. Voor kwadrant 1 in figuur 7.2 is duidelijk te zien dat de gegevens bijna perfect de hoofddiagonaal volgen, voor dit kwadrant is deze modelering dan ook quasi perfect.

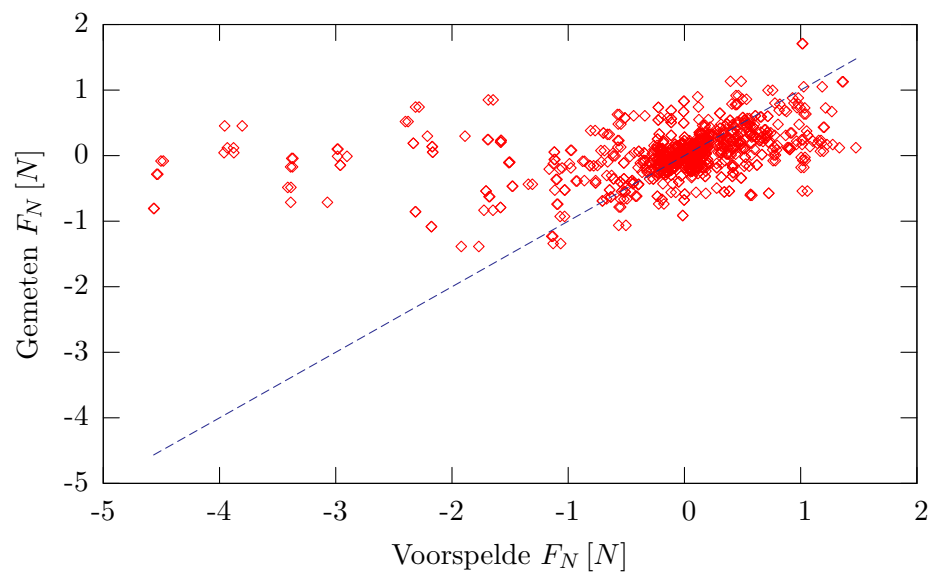
Kwadrant 2 geeft zoals te verwachten een slecht resultaat. De voornaamste groep punten bevindt zich echter in een cirkelvormig gebied rond de oorsprong met straal 1. De punten links van dit gebied ontstonden door enkele pieken in de krachtcoëfficiënt die het gevolg zijn van enkele, voor die roerhoeken, slecht gekozen ξ -waarden. Ze zijn bijgevolg niet toe te schrijven aan het model.

Kwadrant 3 geeft eveneens een goed resultaat. De kleine “opflakkering” aan de positieve kant wordt vermoedelijk veroorzaakt door een kleine fout in de curves voor de verschillende hoeken.

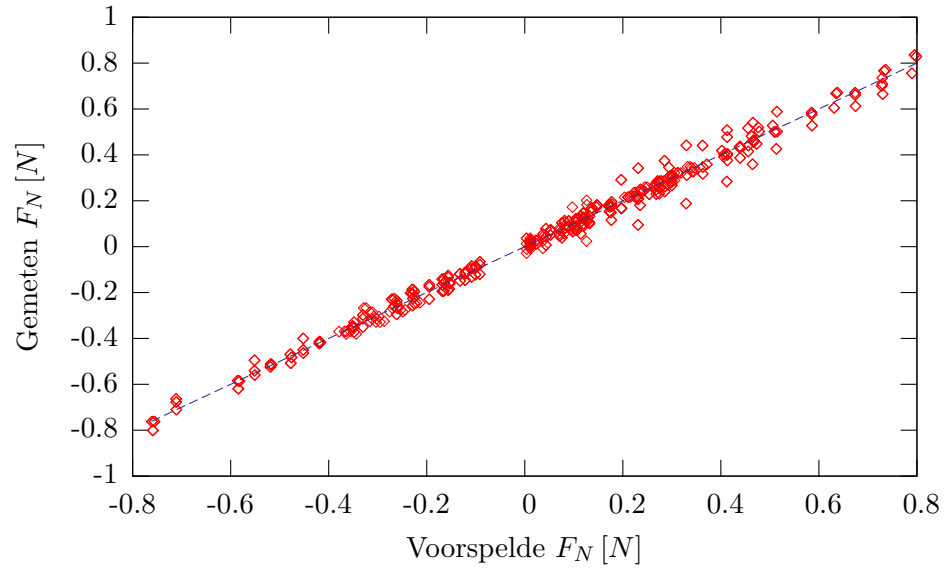
Kwadrant 4 geeft een redelijk goed resultaat. Hoewel de marge iets breder wordt naarmate de krachten groter worden. Deze verbreding wordt vermoedelijk veroorzaakt door de instabiliteit van de aanstroming als gevolg van de kruisende schroefstraal en vrije waterstroom. Ook kan het zijn dat het multimodaal karakter van deze proef de metingen hier heeft beïnvloed.



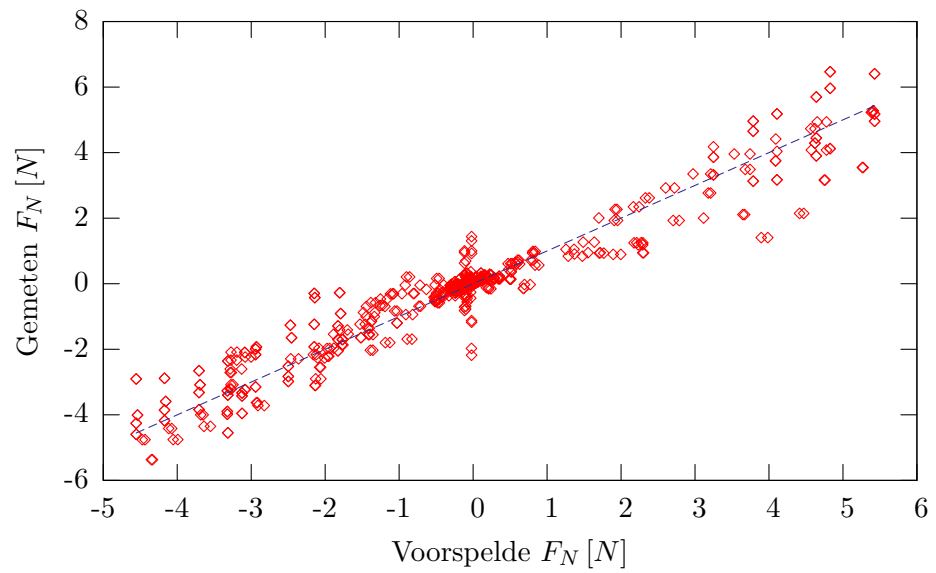
Figuur 7.2: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 1



Figuur 7.3: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 2



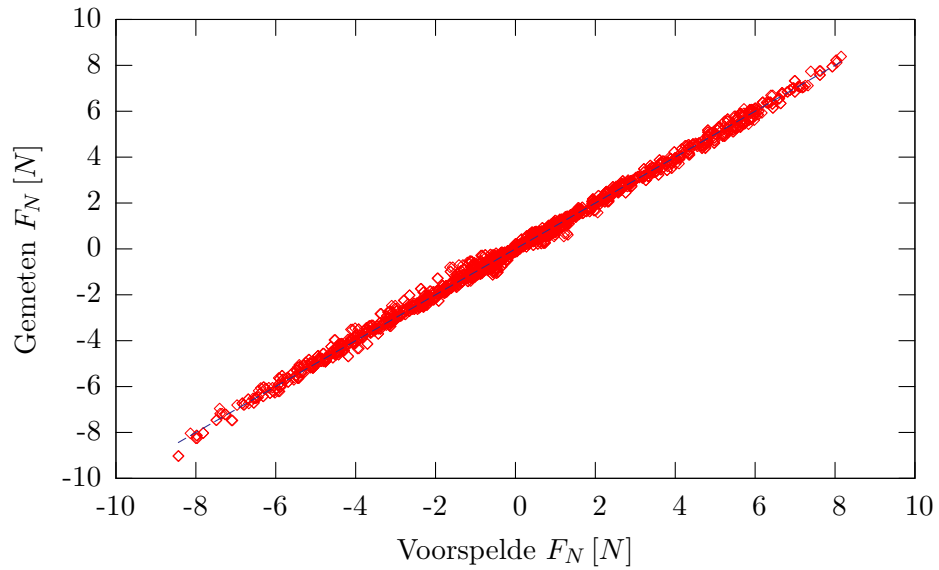
Figuur 7.4: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 3



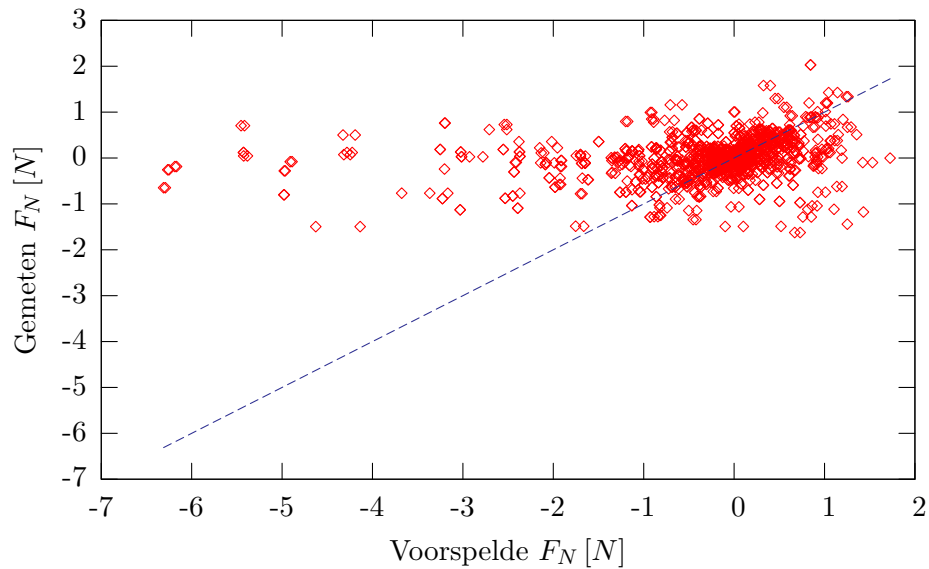
Figuur 7.5: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 4

7.2 Controle met alle gegevens

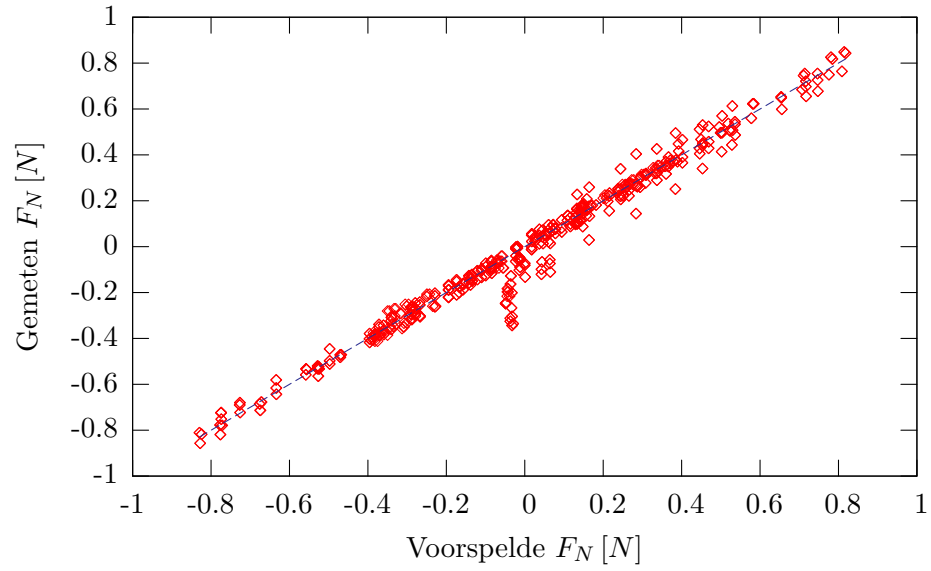
Dezelfde conclusies kunnen getrokken worden voor de toepassing op alle meetpunten. Enkel bij het derde kwadrant (figuur 7.8) is er een kleine abnormaliteit, ter hoogte van de oorsprong. Het betreft hier punten die een $\xi \approx -170^\circ$. De oorzaak ligt hier bij het feit dat voor de betreffende roerhoeken, -2° tot 14° relatief zware interpolaties gedaan zijn gedurende de postprocessing.



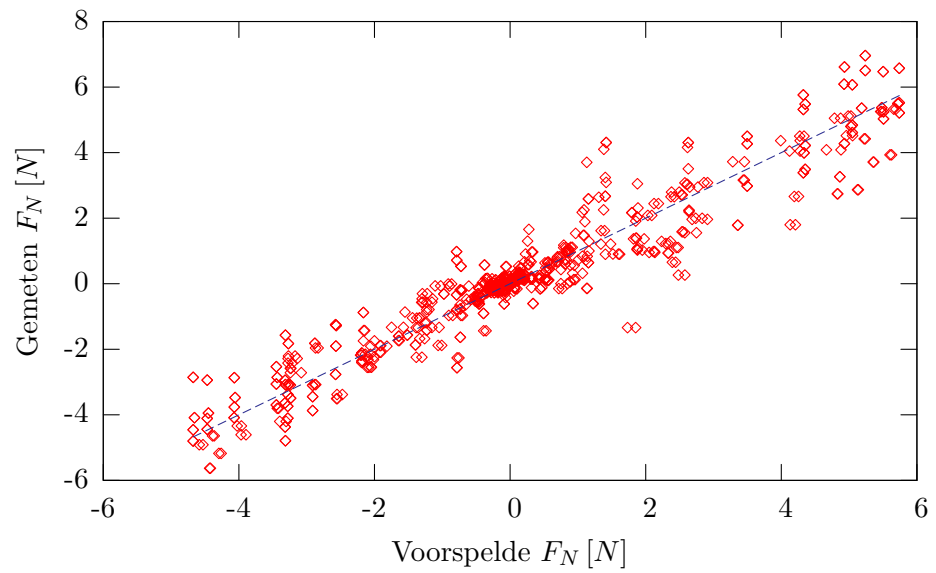
Figuur 7.6: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 1



Figuur 7.7: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 2



Figuur 7.8: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 3



Figuur 7.9: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$, kwadrant 4

Voor de figuren voor de andere geteste combinaties wordt verwezen naar Appendix B

7.3 Vergelijking van de verschillende combinaties.

Hoewel de figuren een goed beeld geven van de mogelijkheden die elk model geeft moet uiteindelijk beoordeeld worden welk model het beste alternatief is. De R^2 waarden voor kwadrant 1,3 en 4 worden weergegeven, zowel voor de beperkte als voor alle waarden.

Combinatie 1	$u_\xi = u_r^2 + \frac{u_\infty^2}{4}$
Combinatie 2	$u_\xi = u^2 + u_\infty^2$
Combinatie 3	$u_\xi = u_r^2 + K_M^2 \frac{D_{RP}(u_r)}{b} u_\infty^2$
Combinatie 4	$u_\xi = u_r^2 + \frac{D_{RP}(u_r = 0)}{b} u_\infty^2$

In tabel 7.1 en 7.2 is te zien voor kwadrant 1 combinatie 1 de beste is. Combinatie

	kwadrant 1	kwadrant 3	kwadrant 4
combinatie 1	0.9973	0.9899	0.9262
combinatie 2	0.9706	0.9501	0.9036
combinatie 3	0.9502	0.9538	0.9109
combinatie 4	0.9526	0.9467	0.9075

Tabel 7.1: De R^2 waarden voor de beperkte meetwaarden.

	kwadrant 1	kwadrant 3	kwadrant 4
combinatie 1	0.997	0.97336	0.9116
combinatie 2	0.9771	0.9907	0.9141
combinatie 3	0.9695	0.9673	0.9087
combinatie 4	0.9662	0.9662	0.9045

Tabel 7.2: De R^2 waarden voor alle meetwaarden.

2 lijkt voor alle proeven echter de betere in het derde en vierde kwadrant. Deze R^2 waarden zijn gevonden in combinatie met een trendlijn die niet overeenkomt met de diagonaal, en kunnen dus niet vergeleken worden met deze van combinatie 1. Blijkbaar is de rudder loading amplitude een goede maat om de de krachten dimentioneel te maken.

De definitieve keuze voor de rudder loading amplitude is dus de volgende:

$$u_{\xi}^2 = u_r^2 + \frac{u_{\infty}^2}{4}$$

Waarbij de krachtcoëfficiënt bepaald wordt als volgt:

$$C_F = \frac{F}{\frac{1}{2} A_R u_{\xi}^2}$$

De bijbehorende normaalkrachtcoëfficiënt C_{FN} en dwarskrachtcoëfficiënt C_{FT} zijn uitgezet in respectievelijk tabel C.3 en tabel C.4 op pagina 99 en 100. De weergave in een figuur voor C_{FN} kan teruggevonden worden in figuur 7.1 op pagina 67. De weergave in een figuur voor C_{FT} kan teruggevonden worden in figuur B.4 op pagina 89.

In de volgende lijst worden de bestanden waarin de controles worden uitgevoerd weergegeven.

- [C_F(xi)/Model D/controle/controle_serie1_D_MM.xls]
- [C_F(xi)/Model D/controle/controle_serie2_D_MM.xls]
- [C_F(xi)/Model D/controle/controle_serie3_D_MM.xls]
- [C_F(xi)/Model D/controle/controle_serie4_D_MM.xls]

Hoofdstuk 8

Bruikbaarheid van het “rudder loading concept”

8.1 Nauwkeurigheid van het “rudder loading concept”

In hoofdstuk 7 werd de volledige berekeningsmethode uiteengezet, waarna het resultaat getoetst werd aan de meetgegevens.

De resultaten behaald met deze berekeningen zijn goed tot zeer goed in het eerste, derde en vierde kwadrant. In het tweede kwadrant zijn de berekende krachten in de juiste grootteorde, wat al een goede zaak is. Het stromingsprofiel in het tweede kwadrant is immers onstabiel, waardoor de krachten op het roer variabel en moeilijk te voorspellen zijn.

Hoewel de berekeningen in de cursus slechts uitgevoerd zijn voor $\beta = 0^\circ$ is er geen reden om aan te nemen dat de resultaten fundamenteel verschillend zouden zijn voor $\beta \neq 0^\circ$.

Er kan dus tot de conclusie gekomen worden dat de vernieuwde definiëring van het “rudder loading concept” een bruikbare methode is voor de voorspelling van roerkrachten zowel voor de vaart op kruissnelheid als voor complexe manoeuvres.

De resultaten van deze proeven zijn verwezenlijkt door het model toe te passen op de meetgegevens, en daaruit de krachtcoëfficiënt te destilleren. Een onnauwkeurigheid die niet gevat wordt in de resultaten is deze: de keuze voor de roerhoeken waarvoor de krachtcoëfficiënt bepaald wordt heeft grote intervallen waarvoor geen krachtcoëfficiënt bepaald kan worden. Daar zijn immers geen gegevens. Het gebrek aan gegevens in die gebieden zorgt er natuurlijk ook voor dat daar niet kan gecontroleerd worden of daar afwijkingen zijn.

Indien de frequentie van het meten van de krachten verhoogd zou worden, zou het verloop van de krachtcoëfficiënten i.f.v. de roerhoek duidelijker bepaald zijn. Verder zouden twee parameters die relatief belangrijk zijn in het volgende deel goed te bepalen zijn. De nulhoek van het roer δ_0 en de stallhoeken $\alpha_{+,stall}$ en $\alpha_{-,stall}$.

8.2 Modulariteit en het “rudder loading concept”

De in deze scriptie behandelde modellering is enkel behandeld in functie van de beschikbare schaalmodellen, model U en model D. Om een grote bruikbaarheid van het “rudder loading concept” te bekomen moet deze modellering ook kunnen gebruikt worden voor de berekening van roerkrachten voor modellen waar geen grote hoeveelheid proefresultaten van beschikbaar zijn.

Om dit te kunnen verwezenlijk zou het gebruik van het modulariteitsconcept behandeld in deel 2.3 aangewezen zijn. De bekomen krachtcoëfficiënten uitgezet in functie van ξ zijn immers afhankelijk van zowel het roer, de schroef, de vorm van het schip als de onderlinge plaatsing en relatieve grootte van deze elementen.

8.2.1 De krachtcoëfficiënten van het roer

In de modellering van A.F. Molland en S.R. Turnock wordt voor de bepaling van de afgeleide van de liftcoëfficiënt van het roer aan het achterschip $\frac{dC_L}{d\delta}$ gebruik gemaakt van de afgeleide van de liftcoëfficiënt naar de roerhoek $\frac{dC_L}{d\delta}_v$ voor het roer bij vrije vaart (formule 3.33. Deze zijn op een factor na gelijk. Deze redenering kan voor het rudderloading concept eveneens toegepast worden.

$$\frac{dC_L}{d\delta} = f(\xi) \frac{dC_L}{d\delta} \quad (8.1)$$

Als formule 3.35 opnieuw bekeken wordt dan kan er beredeneerd worden dat δ_0 eveneens afhankelijk is van de rudder loading angle ξ en niet van het roer zelf. Immers zowel de dekking van het roer door de schroefstraal als de verhouding $\frac{K_T}{J^2}$ zijn constant voor een bepaalde waarde van ξ .

Aangezien de functie $f(\xi)$ in vgl. 8.1 niet afhangt van delta kan $C_L(\xi, \delta)$ als volgt geschreven worden.

$$C_L(\xi, \delta) = (\delta - \delta_0) \frac{dC_L}{d\delta} f(\xi) \quad (8.2)$$

Uiteraard kan dit enkel in het gebied waar geen stall optreedt. Het verband tussen twee liftcoëfficiënten binnen de stallgrenzen kan dan als volgt berekend worden:

$$C_{L1}(\xi, \delta) = (\delta - \delta_0) \frac{dC_L}{d\delta} f(\xi) \quad (8.3)$$

$$C_{L2}(\xi, \delta) = (\delta - \delta_0) \frac{dC_L}{d\delta} f(\xi) \quad (8.4)$$

$$C_{L2}(\xi, \delta) = C_{L1}(\xi, \delta) \times \frac{\frac{dC_L}{d\delta} v_2}{\frac{dC_L}{d\delta} v_1} \quad (8.5)$$

Op de stallgrenzen kan dezelfde redenering toegepast worden; de stallgrenzen zijn volgens A.F. Molland en S.R. Turnock eveneens de stallgrenzen van het roer bij vrije aanstroming vermenigvuldigd met een functie die enkel nog afhankelijk is van de rudder loading angle ξ .

$$\alpha_{\pm, stall, 1} = \alpha_{\pm, stall, 1} \times \frac{\alpha_{\pm, stall, 2, v}}{\alpha_{\pm, stall, 1, v}} \quad (8.6)$$

Binnen de stallhoeken bestaat er dus een mogelijkheid om voor verschillende roeren de roerkracht te benaderen aan de hand van de resultaten van de proeven met een model en een roer.

8.2.2 Verdere ontleding

Uit het vorige deel is gebleken dat de functies die de nulhoek en de stallhoeken in functie van ξ bepalen belangrijk zijn. Als deze gekend zijn kan binnen de stallhoeken de roerkracht berekend worden.

In de definitie van A.F. Molland en S.R. Turnock worden deze parameters als een

empirische functie van $\frac{K_T}{J^2}$ benaderd, in combinatie met de dekking van de schroefstraalstroom op het roer. Aangezien er een verband bestaat tussen $\frac{K_T}{J^2}$ en de rudder loading angle ξ lijkt het dan ook aangewezen om $\frac{K_T}{J^2}$ te vervangen door ξ .

De dekking van de schroefstraalstroom op het roer wordt bepaald door de relatieve groottes van schroef, roer en ship, in combinatie met de relatieve afstanden tussen schroef roer en ship. De nulhoek en de stallhoeken zijn dus ook afhankelijk van deze modelparameters.

Hoofdstuk 9

Besluit

Het *rudder loading concept*, geïntroduceerd door M.S. Chislett in “A generalized math model for manoeuvring”, had als doel de invloed van het stromingsprofiel rond het roer beter in rekening te brengen. Chislett wou afstappen van de internationaal gebruikte formulering voor de gemiddelde snelheid over het roer als bepalende factor van de krachtbepaling omdat de stromingsprofielen over het roer voor elke combinatie van toerental en snelheid verschillend zijn. Volgens zijn redenering moet het effect van de verandering van stromingsprofiel opgenomen worden in de krachtcoëfficiënten van het roer.

De definitie van Chislett heeft een aantal nadelen:

- Chislett’s formulering voor de rudder loading angle kan ervoor zorgen dat 2 verschillende werkingstoestanden afgebeeld worden op één rudder loading angle. Verder zijn deze formulering voor de rudder loading angle het – evenwel minder belangrijke – nadeel dat het moeilijk is om “op zicht” een hoek te koppelen aan een werkingstoestand.

Deze nadelen worden weggewerkt door de introductie van een nieuwe rudder loading angle:

$$\xi = \arctan\left(\frac{u_r}{\frac{1}{2}u_\infty}\right)$$

- Een ander nadeel van het rudder loading concept, zijn de pieken in de krachtcoëfficiënt in het tweede en vierde kwadrant, als gevolg van het gebruik van de gemiddelde snelheid om deze coëfficiënt te berekenen.

Dit nadeel wordt weggewerkt door over te schakelen op de rudder loading amplitude, een maat voor de beweging rond het roer. De geometrie van de aanstroming over het roer wordt hierbij volledig naar de krachtcoëfficiënt overgebracht.

$$u_\xi^2 = u_r^2 + \frac{1}{4}u_\infty^2$$

De volgens deze methode berekende krachtcoëfficiënten geven voor kwadrant 1, 3 en 4 goede tot zeer goede resultaten.

De vergelijking van het “rudder loading concept” met het model van A.F. Molland en S.R. Turnock leert verder dat het relatief gemakkelijk is om voor het zelfde model met een ander roer de krachtopwekking te voorspellen binnen de grenzen van de stallhoeken. Buiten de stallhoeken is deze voorspelling waarschijnlijk veel moeilijker.

De bepaling van de stallhoeken en de nulhoek van het roer is echter moeilijker, maar waarschijnlijk mogelijk in functie van ξ en in functie van de geometrische parameters van schip, schroef en roer.

Bijlage A

Broncodes FCN-functies

A.1 Bepaling van w_r

fcn_wr(U).for

Page 1 of 3

Printed: maandag, 30 mei 2005 14:13:18

```

SUBROUTINE FCN(N,M,NP,NQ,
+         LDN,LDM,LDNP,
+         BETA,XPLUSD,
+         IFIXB,IFIXX,LDIFX,
+         IDEVAL,F,FJACB,FJACD,
+         ISTOP)

implicit none
C SUBROUTINE ARGUMENTS
C ==> N          NUMBER OF OBSERVATIONS
C ==> M          NUMBER OF COLUMNS IN EXPLANATORY VARIABLE
C ==> NP         NUMBER OF PARAMETERS
C ==> NQ         NUMBER OF RESPONSES PER OBSERVATION
C ==> LDN        LEADING DIMENSION DECLARATOR EQUAL OR EXCEEDING N
C ==> LDM        LEADING DIMENSION DECLARATOR EQUAL OR EXCEEDING M
C ==> LDNP       LEADING DIMENSION DECLARATOR EQUAL OR EXCEEDING NP
C ==> BETA       CURRENT VALUES OF PARAMETERS
C ==> XPLUSD     CURRENT VALUE OF EXPLANATORY VARIABLE, I.E., X + DELTA
C ==> IFIXB     INDICATORS FOR "FIXING" PARAMETERS (BETA)
C ==> IFIXX     INDICATORS FOR "FIXING" EXPLANATORY VARIABLE (X)
C ==> LDIFX     LEADING DIMENSION OF ARRAY IFIXX
C ==> IDEVAL     INDICATOR FOR SELECTING COMPUTATION TO BE PERFORMED
C <== F         PREDICTED FUNCTION VALUES
C <== FJACB     JACOBIAN WITH RESPECT TO BETA
C <== FJACD     JACOBIAN WITH RESPECT TO ERRORS DELTA
C <== ISTOP     STOPPING CONDITION, WHERE
C               0 MEANS CURRENT BETA AND X+DELTA WERE
C               ACCEPTABLE AND VALUES WERE COMPUTED SUCCESSFULLY
C               1 MEANS CURRENT BETA AND X+DELTA ARE
C               NOT ACCEPTABLE; ODRPACK SHOULD SELECT VALUES
C               CLOSER TO MOST RECENTLY USED VALUES IF POSSIBLE
C               -1 MEANS CURRENT BETA AND X+DELTA ARE
C               NOT ACCEPTABLE; ODRPACK SHOULD STOP

C INPUT ARGUMENTS, NOT TO BE CHANGED BY THIS ROUTINE:
C   INTEGER      I, IDEVAL, ISTOP, L, LDIFX, LDM, LDN, LDNP, M, N, NP, NQ
C   DOUBLE PRECISION BETA(NP), XPLUSD(LDN,M)
C   INTEGER      IFIXB(NP), IFIXX(LDIFX,M)
C OUTPUT ARGUMENTS:
C   DOUBLE PRECISION F(LDN,NQ)
C   DOUBLE PRECISION FJACB(LDN,LDNP,NQ), FJACD(LDN,LDM,NQ)
C LOCALE GEMAKKELIJK TE HERKENNEN VARIABLELEN
C   DOUBLE PRECISION YR1
C   DOUBLE PRECISION CY1, CY2, CX1, CX2

C   DOUBLE PRECISION UNORM,VNORM,URNORM,WROERU,BETAR,DELTA,ALPHA
C   DOUBLE PRECISION CRDEF, AR,RHO,VOPUR,DELTA0

C DEFINITIE VAN CROER DIE DE ROERKRACHTEN BEHELST
C DEFINITIE VAN ULIJST DE DE WAARDEN VAN DE SNELHEDEN VOOR DE WR

C   DOUBLE PRECISION CROER(73,3)
C   DOUBLE PRECISION ULIJST(10)

C   INTEGER K,NTLROER

C   NTLROER = 73
C   AR = 0.010837
C   RHO = 1000

C   OPEN (UNIT=1010,FILE='CROERD.DAT')

```

fcn_wr(U).for Page 2 of 3
 Printed: maandag, 30 mei 2005 14:13:18

```

      DO K=1,NTLROER
        READ(1010,FMT=*) CROER(K,1), CROER(K,2), CROER(K,3)
      END DO
      CLOSE (UNIT=1010,STATUS='KEEP')

C   INVOEREN VAN DE SNELHEIDSLIJST

      OPEN (UNIT=1020,FILE='ULIJST.DAT')
      DO K=1,(4)
        READ(1020,FMT=*) ULIJST(K)
      END DO
      CLOSE (UNIT=1020,STATUS='KEEP')

      IF (ISTOP.NE.0) RETURN

C   COMPUTE PREDICTED VALUES
      IF (MOD(IDEVAL,10).GE.1) THEN
        DO 110 L=1,NQ
          DO 100 I=1,N
C   **BEGIN PARAMETERS**
            UNORM = XPLUSD(I,1)
            BETAR = XPLUSD(I,2)
            DELTA = XPLUSD(I,3)
            DELTA0=BETA(11)
C   **BEPALLEN VAN URNORM

            IF (UNORM.LT.ULIJST(1)) THEN
              WROERU=BETA(1)
            ELSEIF (UNORM.GT.ULIJST(4)) THEN
              WROERU=BETA(4)
            END IF

            DO K=1,(3)
              IF (UNORM.GE.ULIJST(K)) THEN
                IF ((UNORM-ULIJST(K))*(UNORM-ULIJST(K+1)).LE.0) THEN
                  WROERU=BETA(K)+(BETA(K+1)-BETA(K))/(ULIJST(K+1)
+
                    -ULIJST(K))*(UNORM-ULIJST(K))
                  END IF
                END IF
              END DO

              URNORM = UNORM*(1-WROERU)

C   ** bepalen van betar

C   BEPALLEN VAN DE LIFT COEFFICIENT

            IF (UNORM.LT.0) THEN
              IF (BETAR.GT.0) THEN
                BETAR=BETAR-180
              ELSE
                BETAR=BETAR+180
              END IF
            END IF

            ALPHA=BETAR+DELTA+DELTA0

```

fcn_wr(U).for Page 2 of 3
 Printed: maandag, 30 mei 2005 14:13:18

```

      DO K=1,NTLROER
        READ(1010,FMT=*) CROER(K,1), CROER(K,2), CROER(K,3)
      END DO
      CLOSE (UNIT=1010,STATUS='KEEP')

C   INVOEREN VAN DE SNELHEIDSLIJST

      OPEN (UNIT=1020,FILE='ULIJST.DAT')
      DO K=1,(4)
        READ(1020,FMT=*) ULIJST(K)
      END DO
      CLOSE (UNIT=1020,STATUS='KEEP')

      IF (ISTOP.NE.0) RETURN

C   COMPUTE PREDICTED VALUES
      IF (MOD(IDEVAL,10).GE.1) THEN
        DO 110 L=1,NQ
          DO 100 I=1,N
C   **BEGIN PARAMETERS**
            UNORM = XPLUSD(I,1)
            BETAR = XPLUSD(I,2)
            DELTA = XPLUSD(I,3)
            DELTA0=BETA(11)
C   **BEPALLEN VAN URNORM

            IF (UNORM.LT.ULIJST(1)) THEN
              WROERU=BETA(1)
            ELSEIF (UNORM.GT.ULIJST(4)) THEN
              WROERU=BETA(4)
            END IF

            DO K=1,(3)
              IF (UNORM.GE.ULIJST(K)) THEN
                IF ((UNORM-ULIJST(K))*(UNORM-ULIJST(K+1)).LE.0) THEN
                  WROERU=BETA(K)+(BETA(K+1)-BETA(K))/(ULIJST(K+1)
+
                    -ULIJST(K))*(UNORM-ULIJST(K))
                  END IF
                END IF
              END DO

              URNORM = UNORM*(1-WROERU)

C   ** bepalen van betar

C   BEPALLEN VAN DE LIFT COEFFICIENT

            IF (UNORM.LT.0) THEN
              IF (BETAR.GT.0) THEN
                BETAR=BETAR-180
              ELSE
                BETAR=BETAR+180
              END IF
            END IF

            ALPHA=BETAR+DELTA+DELTA0

```

A.2 Bepaling van $C_F(\xi)$

fcf_cf(xi).for

Page 1 of 2

Printed: maandag, 30 mei 2005 14:12:41

```

SUBROUTINE FCN(N,M,NP,NQ,
+         LDN,LDM,LDNP,
+         BETA,XPLUSD,
+         IFIXB,IFIXX,LDIFX,
+         IDEVAL,F,FJACB,FJACD,
+         ISTOP)

implicit none

C SUBROUTINE ARGUMENTS
C ==> N          NUMBER OF OBSERVATIONS
C ==> M          NUMBER OF COLUMNS IN EXPLANATORY VARIABLE
C ==> NP         NUMBER OF PARAMETERS
C ==> NQ         NUMBER OF RESPONSES PER OBSERVATION
C ==> LDN        LEADING DIMENSION DECLARATOR EQUAL OR EXCEEDING N
C ==> LDM        LEADING DIMENSION DECLARATOR EQUAL OR EXCEEDING M
C ==> LDNP       LEADING DIMENSION DECLARATOR EQUAL OR EXCEEDING NP
C ==> BETA       CURRENT VALUES OF PARAMETERS
C ==> XPLUSD     CURRENT VALUE OF EXPLANATORY VARIABLE, I.E., X + DELTA
C ==> IFIXB     INDICATORS FOR "FIXING" PARAMETERS (BETA)
C ==> IFIXX     INDICATORS FOR "FIXING" EXPLANATORY VARIABLE (X)
C ==> LDIFX     LEADING DIMENSION OF ARRAY IFIXX
C ==> IDEVAL     INDICATOR FOR SELECTING COMPUTATION TO BE PERFORMED
C <== F         PREDICTED FUNCTION VALUES
C <== FJACB     JACOBIAN WITH RESPECT TO BETA
C <== FJACD     JACOBIAN WITH RESPECT TO ERRORS DELTA
C <== ISTOP     STOPPING CONDITION, WHERE
C               0 MEANS CURRENT BETA AND X+DELTA WERE
C               ACCEPTABLE AND VALUES WERE COMPUTED SUCCESSFULLY
C               1 MEANS CURRENT BETA AND X+DELTA ARE
C               NOT ACCEPTABLE; ODRPACK SHOULD SELECT VALUES
C               CLOSER TO MOST RECENTLY USED VALUES IF POSSIBLE
C               -1 MEANS CURRENT BETA AND X+DELTA ARE
C               NOT ACCEPTABLE; ODRPACK SHOULD STOP

C INPUT ARGUMENTS, NOT TO BE CHANGED BY THIS ROUTINE:
C   INTEGER      I, IDEVAL, ISTOP, L, LDIFX, LDM, LDN, LDNP, M, N, NP, NQ
C   DOUBLE PRECISION BETA(NP), XPLUSD(LDN,M)
C   INTEGER      IFIXB(NP), IFIXX(LDIFX,M)

C OUTPUT ARGUMENTS:
C   DOUBLE PRECISION F(LDN,NQ)
C   DOUBLE PRECISION FJACB(LDN,LDNP,NQ), FJACD(LDN,LDM,NQ)

C LOCALE GEMAKKELIJK TE HERKENNEN VARIABLELEN
C   DOUBLE PRECISION P,PT,PwP,PS,PA
C   INTEGER        XCOL,COLNR,COL,KTCOL,KTNR,COL2,RHO,COL3,wPNR,COL4,SNR
C   INTEGER        COL5,ANR
C   INTEGER        K,J,Q1,Q2

PARAMETER (KTCOL=145)
DOUBLE PRECISION TABELX(50),KT(145,2),EPSSTER,PI,VA,EPS,KTvalue
DOUBLE PRECISION U,V,R,UP,xpos,ypos,N1,D1,VAR,DP,LPP,AR,ETA,SPOED
DOUBLE PRECISION KT1,delta0(5,2),alfa(73),CFT(73),CFN(73),wP(23,2)
DOUBLE PRECISION s,D0,dzeta,URQ,RADD0,RADD1,CFT1,CFN1,FX,alfar,KA
DOUBLE PRECISION TERM1,TERM2,XR,UR,VR,betar,VRQ,D2

IF (ISTOP.NE.0) RETURN

C.....array opstellen met de abscissen van de tabel
OPEN (UNIT=1020,FILE='XILIJST.DAT')
DO K=1,np
READ (1020,FMT=*) TABELX(K)

```

fcf_cf(xi).for

Page 2 of 2

Printed: maandag, 30 mei 2005 14:12:41

```

        END DO
        CLOSE (1020,STATUS='KEEP')
        XCOL=NP+1
        TABELX(XCOL)=TABELX(1)

C  COMPUTE PREDICTED VALUES, BEREKENING VOOR HET EERSTE EN TWEDE KWADRANT
        IF (MOD(IDEVAL,10).GE.1) THEN
            DO 110 L=1,NQ
                DO 100 I=1,N
C  **BEGIN PARAMETERS**
                    D1 = XPLUSD(I,1)
                    D2 = XPLUSD(I,2)
                    FX = F(I,L)

C  **BEGIN FORMULE**

                    VAR=D1

C.....grenswaarden bepalen voor het uitvoeren van de interpolatiefunctie

                        DO COL=1,XCOL-1
                            IF (VAR.GE.TABELX(COL)) THEN
                                IF ((VAR-TABELX(COL))*(VAR-TABELX(COL+1)).LE.0) THEN
                                    COLNR=COL
C.....p-waarde bepalen voor het uitvoeren van de interpolatiefunctie
                                    P=ABS(VAR-TABELX(COLNR))/ABS(TABELX(COLNR+1)-
+                                     TABELX(COLNR))
                                    END IF
                                END IF
                            END DO

                            FX=((1-P)*BETA(COLNR)+P*BETA(COLNR+1))

                                F(I,L) = FX*D2*1/2*1000*0.010837
C  **EIND FORMULE**
                        100  CONTINUE
                        110  CONTINUE
                            END IF

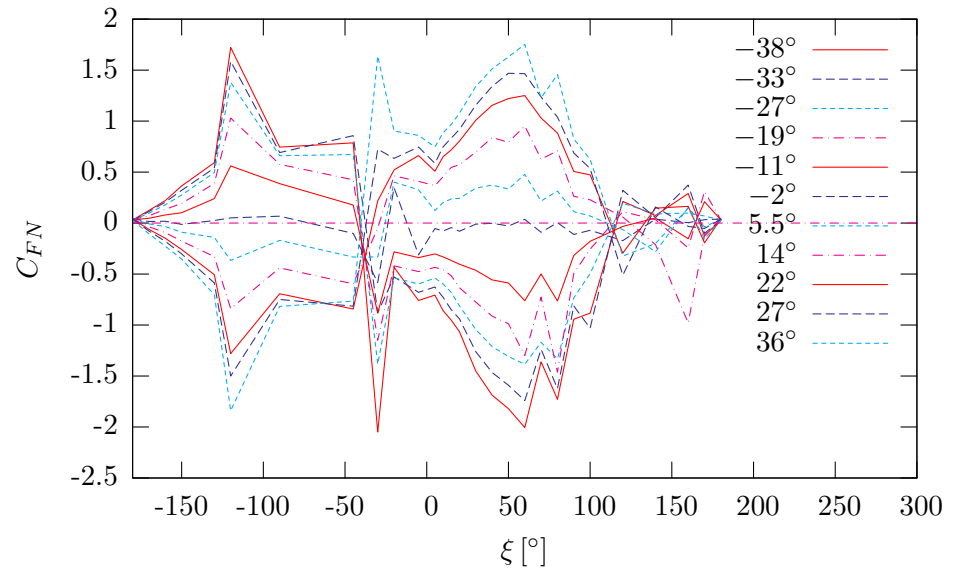
                    RETURN
                END

```

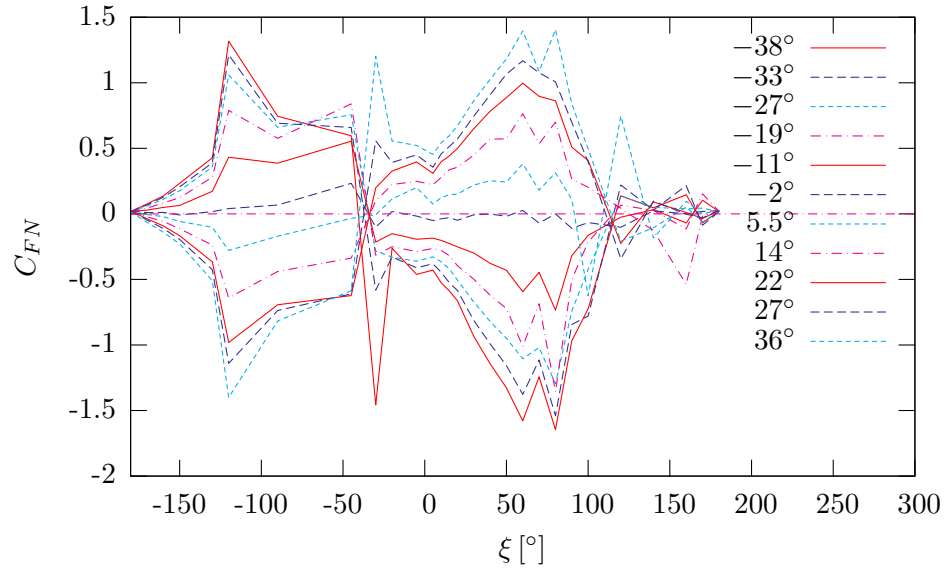
Bijlage B

Figuren

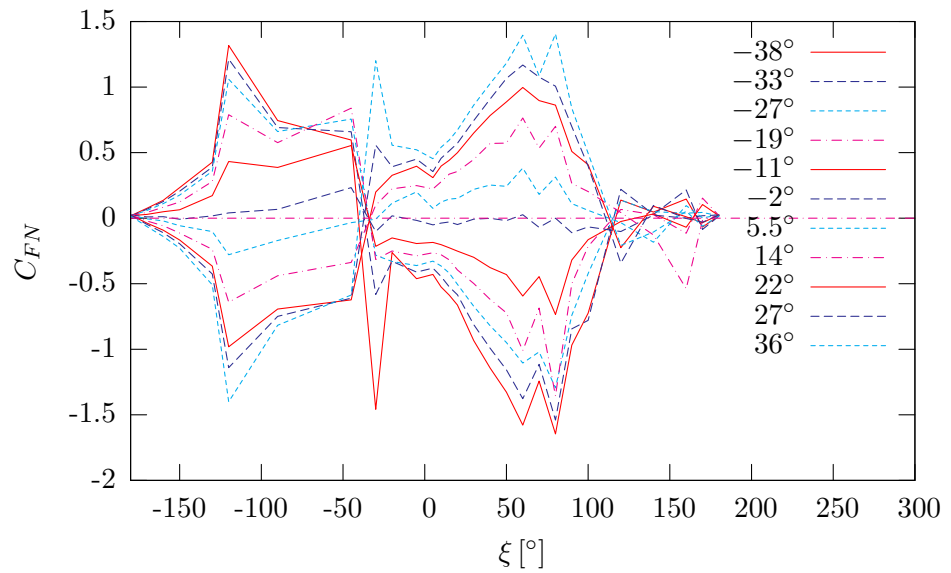
B.1 $C_{FN}(\xi)$ voor de verschillende combinaties



Figuur B.1: $C_{FN}(\xi)$, combinatie 2

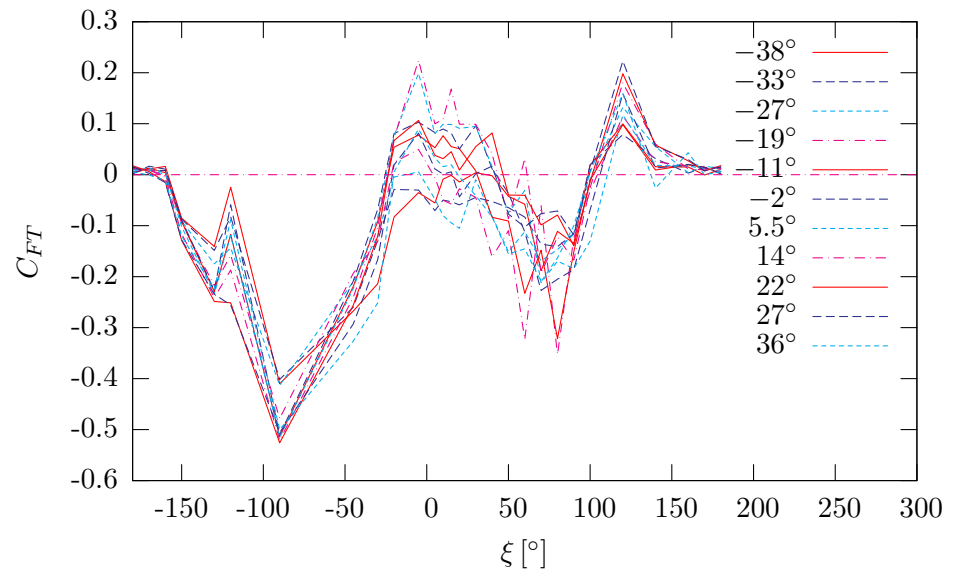


Figuur B.2: $C_{FN}(\xi)$, combinatie 3



Figuur B.3: $C_{FN}(\xi)$, combinatie 4

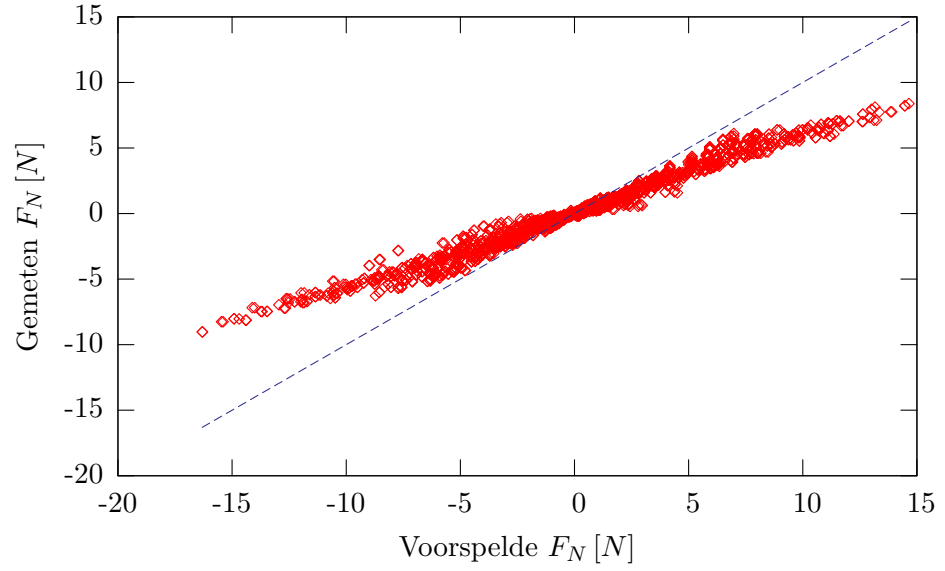
B.2 $C_{FT}(\xi)$ voor de definitieve combinatie



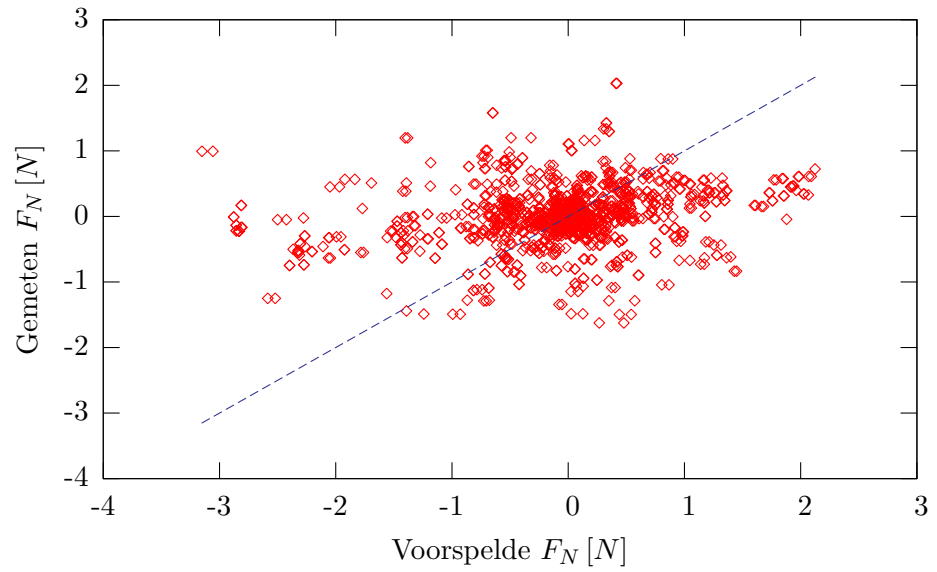
Figuur B.4: $C_{FT}(\xi)$, voor de gekozen rudder loading amplitude

B.3 Gemodelleerde versus gemeten waarden

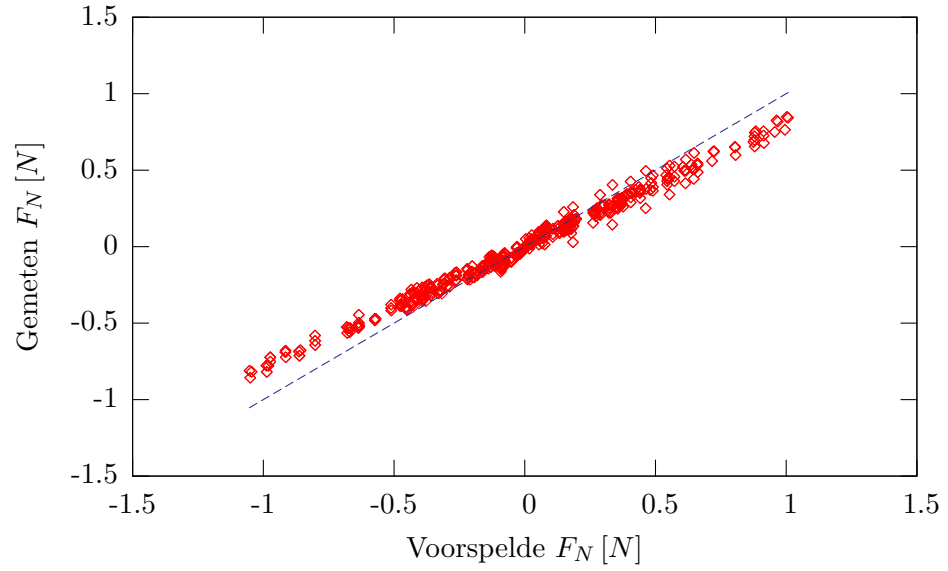
B.3.1 Combinatie 2



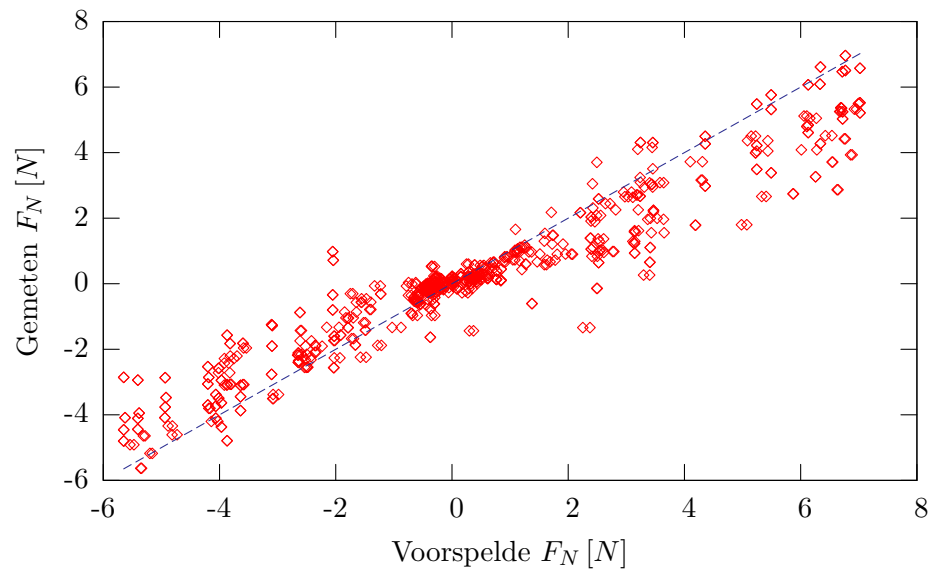
Figuur B.5: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 2, kwadrant 1



Figuur B.6: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 2, kwadrant 2

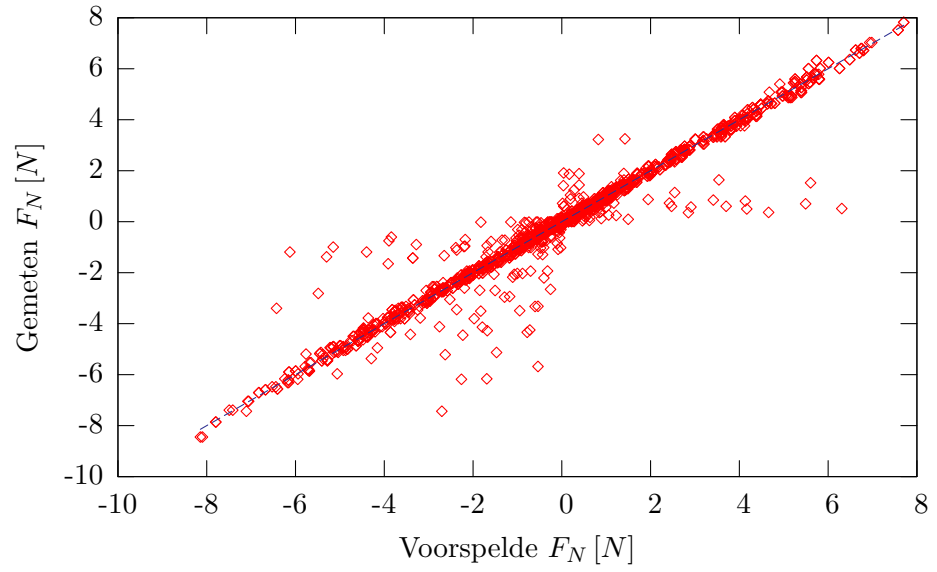


Figuur B.7: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 2, kwadrant 3

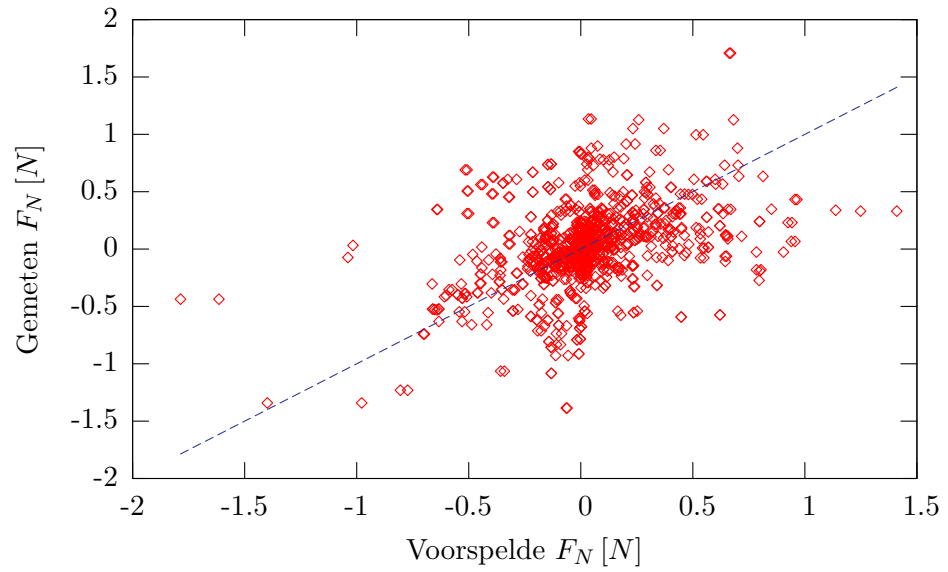


Figuur B.8: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 2, kwadrant 4

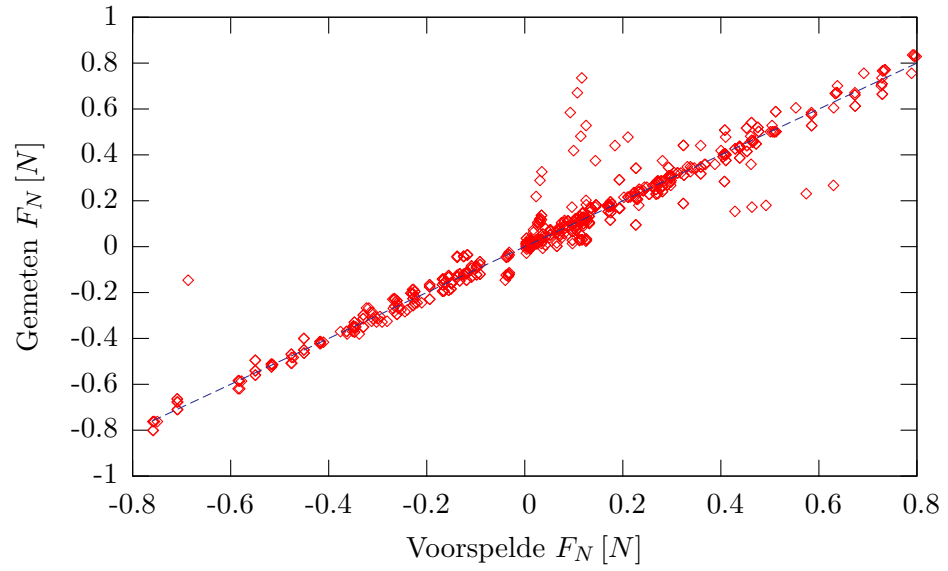
B.3.2 Combinatie 3



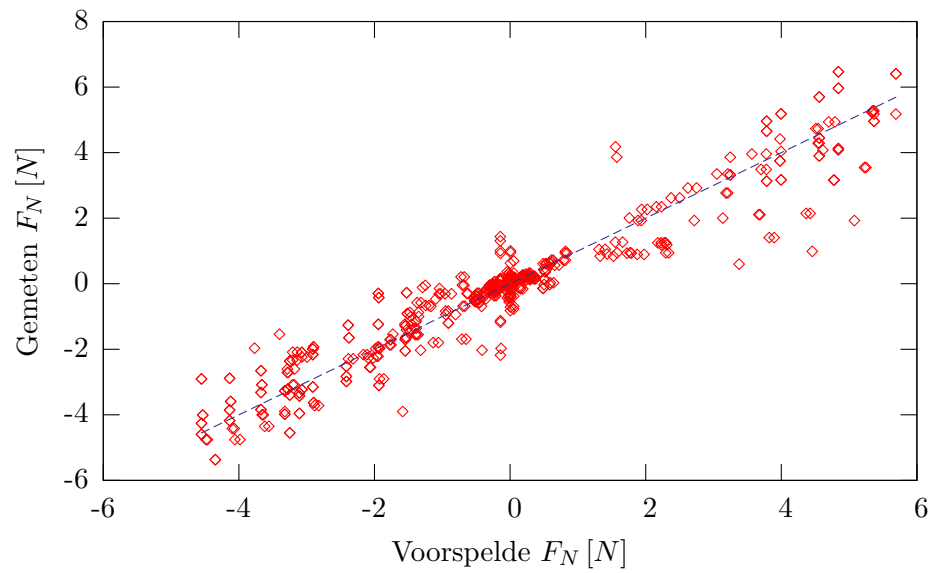
Figuur B.9: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 3, kwadrant 1



Figuur B.10: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 3, kwadrant 2

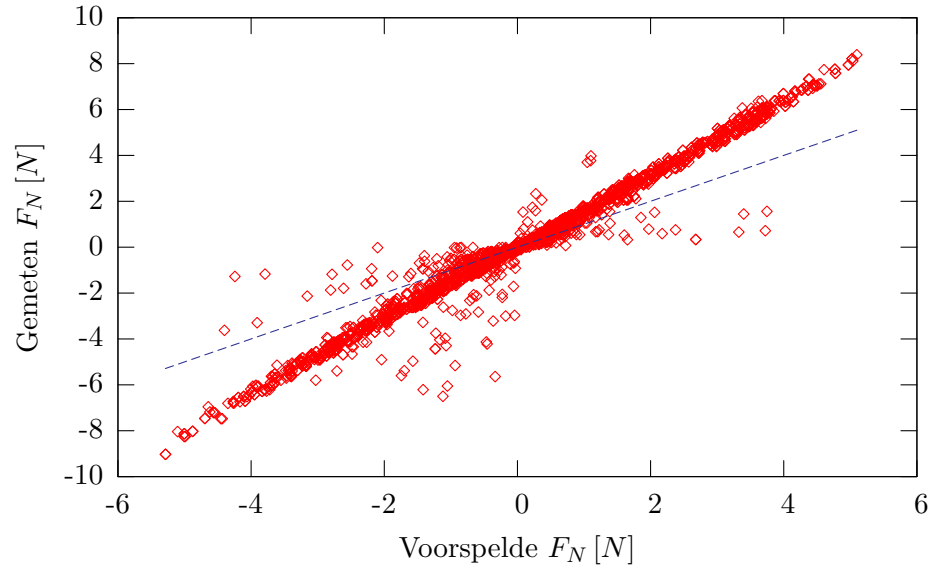


Figuur B.11: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 3, kwadrant 3

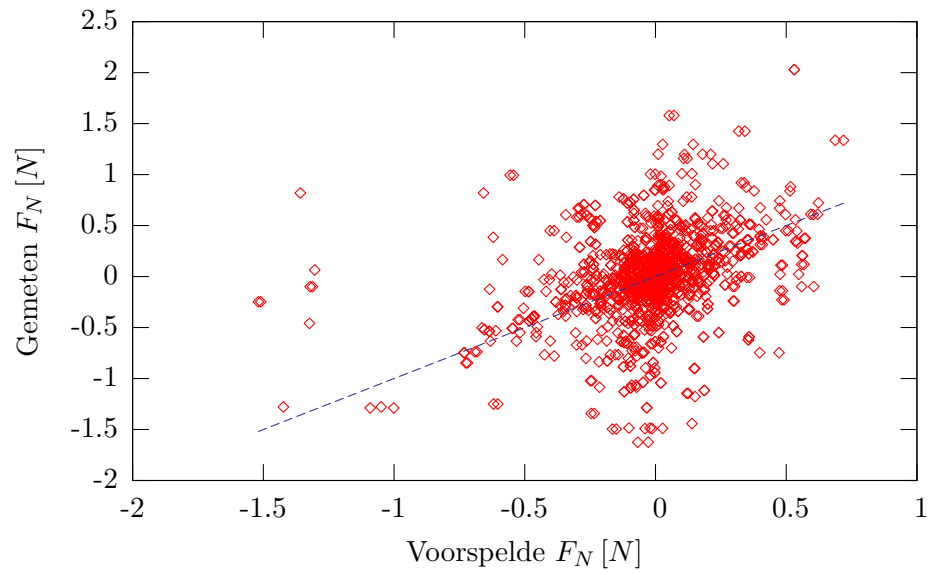


Figuur B.12: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 3, kwadrant 4

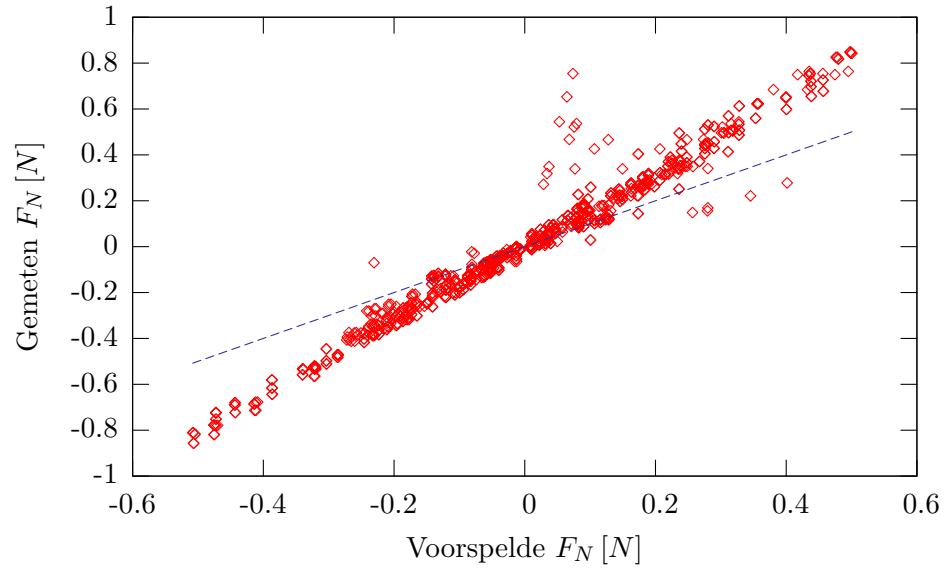
B.3.3 Combinatie 4



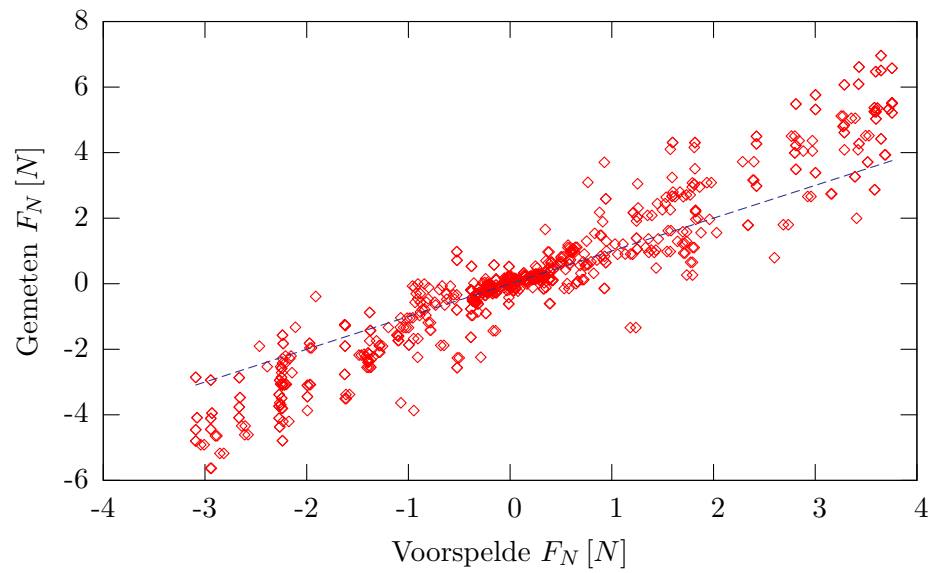
Figuur B.13: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 4, kwadrant 1



Figuur B.14: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 4, kwadrant 2

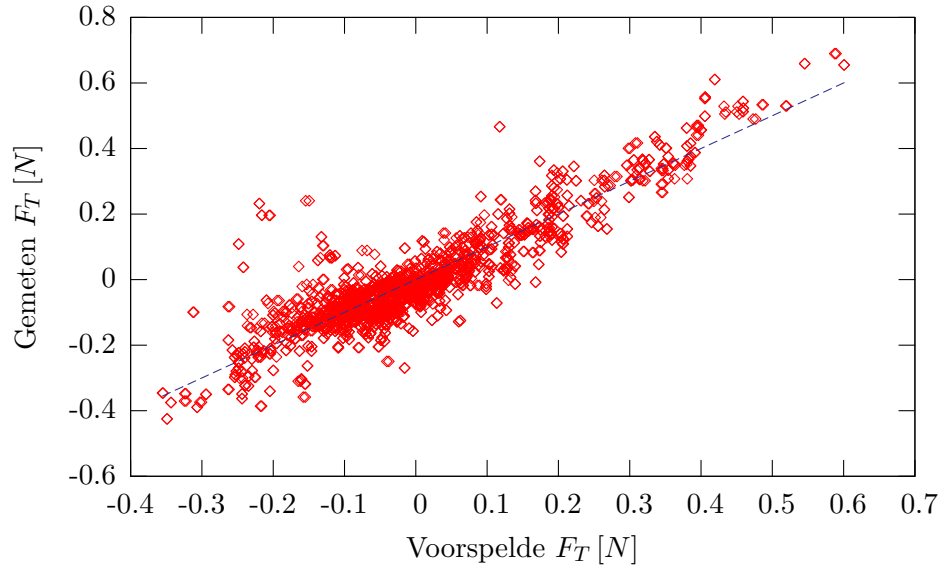


Figuur B.15: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 4, kwadrant 3

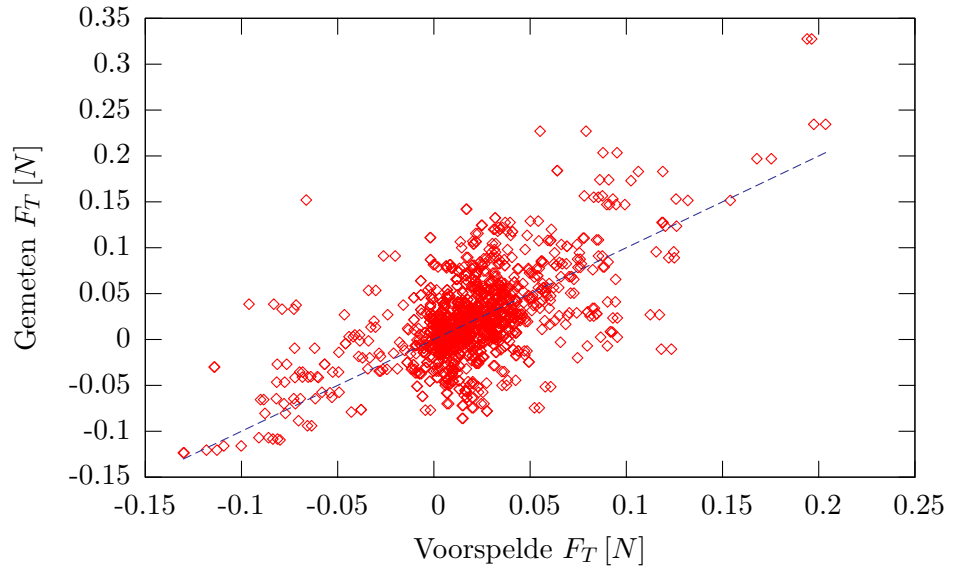


Figuur B.16: De voorspelde $F_N(\xi)$ tegen de gemeten $F_N(\xi)$ voor combinatie 4, kwadrant 4

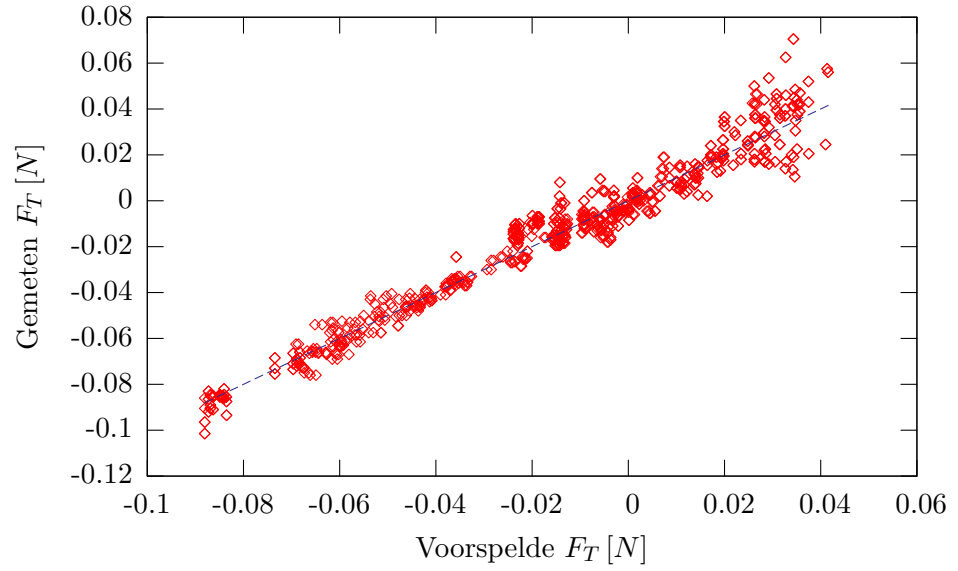
B.3.4 Tangentiele krachten voor combinatie 1



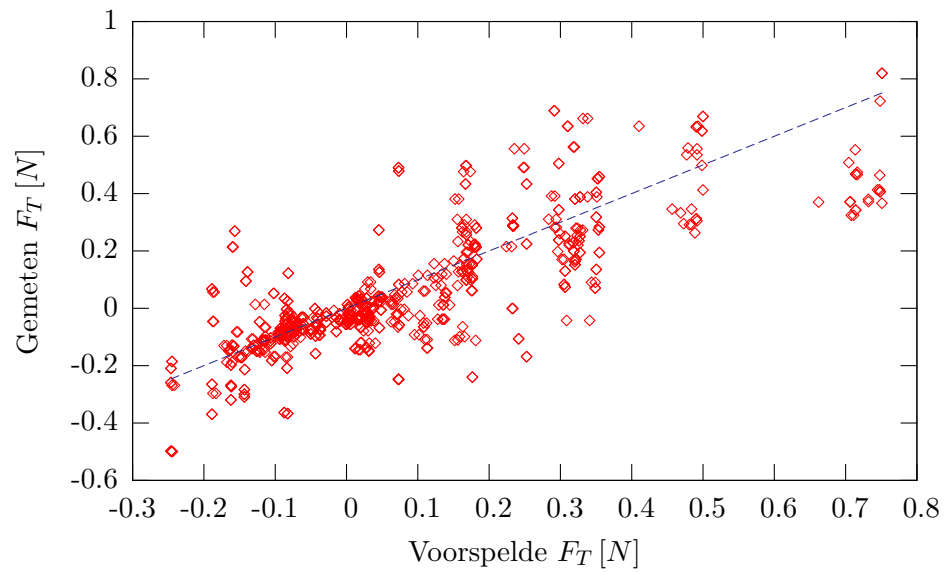
Figuur B.17: De voorspelde $F_T(\xi)$ tegen de gemeten $F_T(\xi)$ voor combinatie 1, kwadrant 1



Figuur B.18: De voorspelde $F_T(\xi)$ tegen de gemeten $F_T(\xi)$ voor combinatie 1, kwadrant 2



Figuur B.19: De voorspelde $F_T(\xi)$ tegen de gemeten $F_T(\xi)$ voor combinatie 1, kwadrant 3



Figuur B.20: De voorspelde $F_T(\xi)$ tegen de gemeten $F_T(\xi)$ voor combinatie 1, kwadrant 4

Bijlage C

Tabellen

$\delta [^\circ]$
-38
-33
-27
-19
-11
-2
5.5
14
22
27
36

Tabel C.1: Gekozen roerhoekwaarden voor de bepaling van de $C_F(\xi)$

-180	-45	20	90
-170	-30	30	100
-160	-20	40	120
-150	-5	50	140
-130	5	60	160
-120	10	70	170
-90	15	80	180

Tabel C.2: Gekozen *rudder loading angles* voor de bepaling van $C_F(\xi)$ $[^\circ]$

	-38°	-33°	-27°	-19°	-11°	-2°	5.5°	14°	22°	27°	36°
-180°	4.79E-02	4.08E-02	4.99E-02	5.79E-02	5.40E-02	6.81E-02	6.18E-02	5.89E-02	6.96E-02	6.52E-02	4.81E-02
-170°	2.14E-01	0.195221694	0.16707332	1.25E-01	8.20E-02	2.76E-02	-1.23E-02	2.31E-02	-1.07E-01	-1.34E-01	-1.81E-01
-160°	0.378776645	0.352402655	0.308146882	0.230743513	1.36E-01	3.07E-02	-6.03E-02	1.33E-02	-0.256661997	-0.309638493	-0.391483406
-150°	0.602513429	0.531086089	0.45555688	3.22E-01	0.173503015	-2.26E-02	-1.27E-01	-1.43E-02	-0.427468063	-0.495531802	-0.574919074
-130°	0.833049192	0.759661553	0.697097251	0.545992755	0.339530514	3.79E-02	-1.85E-01	1.18E-02	-0.70910542	-0.82215484	-0.982205294
-120°	2.249664206	2.071674373	1.798718681	1.340166176	0.724730386	6.25E-02	-4.81E-01	-2.91E-02	-1.687393242	-1.978902994	-2.420958733
-90°	0.744848994	0.691521486	0.661041628	0.575967798	0.387339423	6.74E-02	-1.53E-01	4.98E-02	-0.692809982	-0.748811245	-0.816889984
-45°	0.732871356	0.753652816	0.589305971	0.370176845	0.151047718	-0.095472549	-3.01E-01	-1.31E-01	-0.752859929	-0.750221579	-0.745472548
-30°	-2.203666893	-0.87777367	-1.438947649	-0.406699904	-0.294088944	-1.67E-01	-6.18E-02	-1.49E-01	0.170431269	0.910703724	2.243194143
-20°	-0.602921076	-0.726809685	-0.750771606	-0.607463088	-0.444962097	-6.45E-02	1.29E-01	-8.65E-02	0.701973464	0.864122564	1.25328563
-5°	-1.233315595	-1.113661361	-0.979415351	-0.776333451	-0.566877406	0	0.540345364	0.673804364	1.097718488	1.233298185	1.420833894
5°	-1.204989349	-1.069096856	-0.919418525	-0.740994519	-0.513792469	0.021594493	0.212927614	0.625342503	0.866000699	0.997494741	1.271780239
10°	-1.457628711	-1.236507624	-1.013840584	-0.775138902	-0.56345034	-5.38E-02	0.342113313	0.77202689	1.10481307	1.268833959	1.503639908
15°	-1.606969717	-1.43475444	-1.147621703	-0.872953061	-0.61889278	-8.87E-02	0.39894304	0.921659373	1.211437635	1.407988418	1.6322228788
20°	-1.780493748	-1.571316016	-1.355061384	-1.059095095	-0.674834171	-1.25E-01	0.405772837	0.953883024	1.345633953	1.537417357	1.802341919
30°	-2.351230043	-2.04213318	-1.690503656	-1.250157343	-0.746199951	-2.27E-02	0.555296594	1.129793852	1.633641996	1.874086958	2.170839168
40°	-2.551472385	-2.216335253	-1.829649114	-1.369570601	-0.839409407	-3.69E-03	0.562626955	1.261584099	1.745076111	2.024694358	2.280372235
50°	-2.49898896	-2.190841305	-1.807743654	-1.349394024	-0.801275515	-4.87E-02	4.58E-01	1.100885097	1.68245462	2.027215399	2.250648611
60°	-2.515459216	-2.164732774	-1.710247949	-1.135082238	-0.680627691	4.95E-02	0.364207615	0.890782763	1.55135828	1.816979701	2.172170188
70°	-2.165036443	-1.719346852	-1.32E+00	-0.920770452	-0.561580774	-1.15E-01	0.242330322	0.724818555	1.163676994	1.386427007	1.833355501
80°	-1.814613669	-1.273960931	-1.008265387	-0.706458665	-0.439332043	1.42E-02	0.177063218	0.470578094	0.90760212	1.07470044	1.494540813
90°	-1.505253682	-0.828575009	-0.741772631	-0.492146879	-0.318684218	-1.19E-01	8.35E-02	0.260475759	0.495898947	0.670966656	0.816896289
100°	-1.195893695	-8.61E-01	-0.416912939	-0.237289994	-0.16945703	-2.04E-02	-0.131122336	0.258453513	0.751413124	1.14E+00	0.735525302
120°	3.71E-01	1.78E-01	-3.73E-02	-4.18E-01	-2.88E-01	-1.16E+00	-1.24E-01	1.48E-01	-6.18E-01	-1.18E+00	-3.99E-01
140°	0.287849355	0.607022635	0.689498091	0.854645968	0.466347714	0.68495198	-1.192284983	-0.748152654	0.647711667	0.717089134	-1.283912336
160°	0.675627609	0.578369717	0.123993684	-0.327425286	-0.260716566	5.08E-02	0.306125378	-0.554165062	0.408315471	-0.374509143	0.644622608
170°	-0.246274405	-5.47E-02	0.196133368	0.479954333	0.364882121	4.79E-02	-5.17E-01	-1.86E-01	-1.398771553	-9.18E-02	-1.860758641
180°	4.79E-02	4.08E-02	4.99E-02	5.79E-02	5.40E-02	6.81E-02	6.18E-02	5.89E-02	6.96E-02	6.52E-02	4.81E-02

Tabel C.3: De C_{FN} in functie van ξ en δ voor het gekozen model

	-38°	-33°	-27°	-19°	-11°	-2°	5.5°	14°	22°	27°	36°
-180°	1.04E-02	1.45E-02	1.11E-02	5.86E-03	2.58E-03	1.47E-03	6.56E-03	1.23E-02	1.78E-02	1.55E-02	5.37E-03
-170°	1.12E-02	9.03E-03	8.44E-03	9.69E-03	1.28E-02	1.66E-02	1.33E-02	9.60E-03	6.10E-03	2.73E-03	-6.24E-04
-160°	1.62E-02	8.02E-03	9.41E-04	-1.82E-03	3.96E-03	1.09E-02	3.31E-03	-5.34E-03	-1.35E-02	-1.55E-02	-1.11E-02
-150°	-8.53E-02	-8.72E-02	-9.11E-02	-9.48E-02	-9.18E-02	-8.91E-02	-1.02E-01	-1.16E-01	-0.128989706	-0.127828765	-0.120956472
-130°	-0.140766541	-0.148505968	-0.174859567	-0.217523927	-0.229277188	-2.27E-01	-2.34E-01	-2.41E-01	-0.248658535	-0.234358432	-0.224126522
-120°	-2.46E-02	-8.28E-02	-0.143632755	-0.15759071	-0.117089811	-5.88E-02	-1.19E-01	-1.87E-01	-0.251349624	-0.255676864	-8.84E-02
-90°	-0.41000286	-0.401718172	-0.413182327	-0.478146358	-0.513703788	-5.10E-01	-5.15E-01	-5.21E-01	-0.525988507	-0.505881381	-0.499973988
-45°	-0.267583445	-0.260269104	-0.209872299	-0.193713696	-0.219641534	-0.20909189	-2.24E-01	-2.41E-01	-0.256556143	-0.293180768	-0.326494537
-30°	-0.213808307	-0.128604983	-0.120605157	-0.130499348	-9.17E-02	-6.79E-02	-8.44E-02	-1.03E-01	-0.120701636	-0.166515909	-0.251658833
-20°	-8.30E-02	-2.89E-02	-4.57E-03	2.46E-02	5.40E-02	8.07E-02	7.64E-02	7.15E-02	6.70E-02	1.90E-02	5.65E-03
-5°	-3.52E-02	-3.02E-02	5.31E-03	4.95E-02	7.77E-02	0.102922625	0.198848747	0.224371609	0.106445766	8.15E-02	8.94E-02
5°	-5.54E-02	-7.04E-02	-4.80E-02	-5.75E-03	5.28E-02	8.26E-02	8.06E-02	9.98E-02	3.79E-02	1.13E-02	3.26E-02
10°	-8.71E-03	-4.99E-02	-8.03E-02	-5.01E-02	7.65E-02	8.95E-02	9.89E-02	0.108892054	3.15E-02	1.16E-03	1.58E-02
15°	-1.24E-03	-5.30E-02	-9.44E-02	-5.76E-02	5.50E-02	8.17E-02	9.83E-02	0.167977474	4.52E-02	5.62E-03	1.94E-02
20°	-1.44E-02	-5.92E-02	-0.105251615	-2.77E-02	5.07E-02	5.03E-02	9.08E-02	9.91E-02	8.98E-03	-4.35E-02	-4.55E-03
30°	3.95E-03	-4.46E-02	-9.82E-03	-4.45E-02	7.58E-03	9.60E-02	9.47E-02	9.88E-02	5.50E-02	1.94E-03	-4.09E-02
40°	-2.18E-03	-5.26E-02	-8.16E-02	-0.161819464	-8.35E-02	1.14E-02	1.56E-02	4.12E-02	8.18E-02	1.67E-02	-8.30E-02
50°	-4.24E-02	-6.46E-02	-0.151101493	-0.109824026	-9.10E-02	-3.65E-02	-7.49E-02	-8.65E-02	-4.00E-02	-7.73E-02	-0.155213775
60°	-5.80E-02	-8.31E-02	-0.111793273	-0.323550261	-0.232687967	-1.12E-01	-3.09E-02	3.11E-02	-4.04E-02	-0.102750193	-0.145546196
70°	-0.188011795	-0.136185128	-1.69E-01	-6.02E-02	-0.148069763	-2.27E-01	-0.211998691	-0.192764659	-9.86E-02	-7.64E-02	-0.209634938
80°	-0.1111295	-0.141134364	-0.146843612	-0.352698685	-0.321670249	-2.05E-01	-0.169638594	-0.122524142	-7.91E-02	-7.11E-02	-0.163142773
90°	-0.134751959	-0.115415796	-0.116906976	-0.124299697	-0.151312672	-1.86E-01	-1.84E-01	-0.167516643	-0.139676613	-0.118457689	-0.100165319
100°	1.86E-02	1.94E-02	-7.88E-03	-3.27E-02	-1.08E-02	-6.89E-02	-0.130242175	-2.54E-02	-1.39E-02	6.67E-03	5.04E-03
120°	9.96E-02	7.87E-02	1.32E-01	1.15E-01	9.83E-02	1.59E-01	1.17E-01	1.80E-01	1.98E-01	2.23E-01	1.59E-01
140°	1.56E-02	3.15E-02	5.50E-02	2.54E-02	9.13E-03	1.29E-02	1.83E-02	6.00E-02	5.82E-02	5.53E-02	-2.62E-02
160°	1.51E-02	3.24E-03	4.04E-03	1.70E-02	1.92E-02	2.03E-02	1.68E-02	1.15E-02	2.73E-02	2.97E-02	4.30E-02
170°	-6.29E-04	1.42E-02	1.71E-02	1.25E-02	1.47E-02	1.42E-02	1.20E-02	9.51E-03	7.17E-03	7.58E-03	-1.86E-04
180°	1.04E-02	1.45E-02	1.11E-02	5.86E-03	2.58E-03	1.47E-03	6.56E-03	1.23E-02	1.78E-02	1.55E-02	5.37E-03

Tabel C.4: De C_{FT} in functie van ξ en δ voor het gekozen model